

**Ein Beitrag zur Steigerung der Klebfestigkeit additiv gefertigter Bauteile:
Experimentelle Charakterisierung, Modellbildung und Simulation**

Michael Ascher

Vollständiger Abdruck der bei der Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik
der Universität der Bundeswehr München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

angenommenen Dissertation.

Gutachter/Gutachterin: 1. Prof. Dr.-Ing. Ralf Späth
 2. Prof. Dr.-Ing. habil. Michael Johlitz
 3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Kristin Paetzold-Byhain

Die Dissertation wurde am 29.09.2025 bei der Universität der Bundeswehr München eingereicht und durch die Fakultät für Luft- und Raumfahrttechnik am 25.02.2025 angenommen. Die mündliche Prüfung fand am 03.03.2026 statt.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Konstruktions- und Produktionstechnik in Kooperation mit dem Institut für Mechanik an der Universität der Bundeswehr München.

Mein erster Dank gilt meinem geschätzten Doktorvater, Herrn Professor Ralf Späth, der mir sowohl fachlich als auch menschlich ein großes Vorbild ist. Von ihm habe ich gelernt, dass es in den Ingenieurwissenschaften keine Probleme, sondern nur Herausforderungen gibt und dass die Sonne auch an regnerischen Tagen aus dem Herzen scheint.

Herrn Professor Michael Johlitz danke ich für die persönliche Betreuung im Rahmen des kooperativen Promotionsvorhabens sowie für die bereichernden gemeinsamen Erfahrungen auf zahlreichen internationalen Konferenzen.

Herrn Professor Alexander Koch danke ich für den engagierten Vorsitz der Promotionskommission. Seine Zuverlässigkeit und Aufgeschlossenheit haben mir während des Verfahrens große Sicherheit gegeben.

Mein Dank gilt außerdem meinen Kolleginnen und Kollegen der Fakultät für Maschinenbau, insbesondere Frau Lea Strauß, Herrn Martin Moser und Herrn Stefan Brenner, für die angenehme Zusammenarbeit sowie zahlreiche fachliche Anregungen und Diskussionen.

Darüber hinaus danke ich dem wissenschaftlichen und technischen Personal des Instituts für Mechanik, insbesondere dem technischen Werkzeugzentrallabor, das mit großem Engagement und technischem Know-how zur Fertigung der Versuchsträger und damit maßgeblich zum Erfolg der experimentellen Klebstoffcharakterisierung beigetragen hat.

Ebenso danke ich dem Wehrwissenschaftlichen Institut für Werk- und Betriebsstoffe für die Unterstützung bei rheologischen und computertomografischen Untersuchungen. Die Zusammenarbeit war jederzeit von Vertrauen und hoher fachlicher Kompetenz geprägt.

Ein Dank gilt zudem allen Studierenden, die im Rahmen von Studien-, Bachelor- und Masterarbeiten zum Gelingen des Projekts beigetragen haben.

Abschließend danke ich dem Zentrum für Digitalisierungs- und Technologieforschung der Bundeswehr sowie der Europäischen Union für die Finanzierung des Forschungsprojekts.

Zusammenfassung

Auf Grundlage der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren eröffnen sich neue Potenziale zur Bauteilgestaltung, die jedoch aufgrund prozessspezifischer Restriktionen hinsichtlich Baugröße, Bauteilqualität und Wirtschaftlichkeit oft nicht in vollem Umfang erschlossen werden können. Einen vielversprechenden Lösungsansatz beschreibt die Differentialbauweise, bei der komplexe Gesamtbauteile in einfacher zu fertigende Einzelbauteile zerlegt oder mit geeigneten Halbzeugen zu leistungsfähigen Hybridstrukturen kombiniert werden.

Zur Realisierung dieses Konstruktionsprinzips müssen die Einzelbauteile im Sinne eines hybriden Fertigungsprozesses gefügt werden. Hierfür bietet sich insbesondere das Fügeverfahren Kleben an, da es die Verbindung unterschiedlicher Materialien bei freier Wahl der Fügeflächengeometrie erlaubt. Die Verbindungsfestigkeit von Klebeverbindungen beruht sowohl auf adhäsiven wie auch kohäsiven Wirkmechanismen und hängt zudem vom Beanspruchungszustand innerhalb der Verbindung ab, weshalb sie im Vergleich zu alternativen Fügeverfahren häufig reduziert ist.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit war es daher, das Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren zur konstruktiven Optimierung der Klebeverbindungen zu erschließen. Hierzu wurden analytische sowie numerische Untersuchungen anhand von exemplarischen Strukturklebungen durchgeführt und der Mehrwert bezüglich der resultierenden Verbindungsfestigkeit experimentell validiert.

Bei den untersuchten konstruktiven Optimierungsansätzen handelt es sich um die Integration additiv gefertigter Injektionskanäle zur gezielten Klebstoffverteilung sowie die Topologie- und Topografieoptimierung der Füge- und -flächen, um einen klebgerechten Beanspruchungszustand herbeizuführen. Die Ergebnisse zeigen, dass unter Ausnutzung der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsprozesse Klebstoffapplikationsfehler minimiert, der Beanspruchungszustand homogenisiert und Spannungsüberhöhungen verringert werden können. Dies wirkt sich positiv auf die Verbindungsfestigkeit der Klebeverbindungen aus und eröffnet dadurch erweitertes konstruktives Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung, um die Leistungsfähigkeit und Wirtschaftlichkeit hybrider Leichtbaustrukturen zu optimieren.

Abstract

Based on the geometric design freedom offered by additive manufacturing processes, new opportunities for component design are emerging. However, these opportunities are often underutilized due to process-related restrictions regarding build size, part quality, and economic efficiency. A promising strategy to overcome these restrictions is the differential design method, in which complex structures are either divided into subcomponents that are easier to manufacture or the additively manufactured subcomponents are supplemented with suitable semi-finished products to form high-performance hybrid structures.

To implement this approach, the individual parts must be joined within the framework of a hybrid manufacturing process. Adhesive bonding is a particularly suitable joining process for this purpose, as it allows different materials to be joined without imposing constraints on the geometry of the joining surfaces. However, the strength of adhesive joints is influenced by both adhesive and cohesive mechanisms, as well as by the stress distribution within the joint. Consequently, their performance is often reduced compared to alternative joining processes.

The objective of this work was to utilize the geometric design freedom offered by additive manufacturing processes to optimize adherend design and thereby enhance the performance of adhesive joints. For this purpose, analytical and numerical studies were conducted on exemplary structural joints, and the added value in terms of bond strength was validated experimentally.

The design optimization approaches investigated in this work include the integration of additively manufactured injection channels for improved adhesive application, along with topology and topography optimization to achieve a uniform stress distribution. The results show that leveraging the design freedom of additive manufacturing reduces adhesive application errors, promotes a more uniform stress distribution, and significantly lowers the nominal stress within the joint. As a result, the bond strength of adhesive joints is increased, unlocking new opportunities in component design through advanced hybrid manufacturing processes and thereby enhancing both the performance and economic efficiency of lightweight structures.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Motivation der Arbeit	1
1.2	Ziel und Aufbau der Arbeit.....	2
1.3	Stand der Forschung.....	4
1.3.1	Klebstoffapplikation mittels Injektion.....	5
1.3.2	Gestaltoptimierung von Fügeteilen	6
1.3.3	Gestaltoptimierung von Fügeflächen	9
2	Grundlagen.....	12
2.1	Strukturklebungen	12
2.1.1	Strukturklebstoffe.....	13
2.1.2	Oberflächenvorbehandlung	14
2.1.3	Klebstoffapplikation.....	14
2.1.4	Festigkeitsauslegung	15
2.1.4.1	Festigkeitsrechnung von Klebeverbindungen	15
2.1.4.2	Versagenshypothesen für Klebeverbindungen	16
2.1.5	Konstruktive Gestaltung von Klebeverbindungen	19
2.1.6	Festigkeitsrechnung von Klebeverbindungen mittels FEM.....	23
2.1.6.1	Funktionsweise der FEM in der Elastostatik.....	23
2.1.6.2	Modellierung von Klebeverbindungen.....	27
2.1.7	Prüfung von Klebeverbindungen	31
2.2	Pulverbettbasiertes Laserstrahlschmelzen von Metallen.....	33
2.2.1	Prozessablauf und -parameter	33
2.2.2	Werkstoffe	36
2.2.3	Geometrische Gestaltungsfreiheit	37
2.2.4	Fertigungseinschränkungen und Gestaltungsrichtlinien	38
2.2.4.1	Baugrößenbeschränkung	38
2.2.4.2	Fertigungsauflösung und Oberflächenqualität	39
2.2.4.3	Entpulverung	41
2.2.4.4	Wirtschaftlichkeit	42
2.2.5	Qualitätssicherung.....	43
2.2.6	Nachbearbeitung.....	46
3	Klebstoffapplikation durch Injektionskanäle	47
3.1	Leitfaden zur Kanalauslegung.....	48
3.1.1	Schritt 1: Charakterisierung von Klebstoff und Applikationsvorrichtung	49

3.1.2	Schritt 2: Berechnung des minimalen Klebstoffausbreitungsradius	49
3.1.3	Schritt 3: Geometrische Ausgestaltung des Kanallayouts.....	51
3.1.4	Schritt 4: Validierung des Kanallayouts	52
3.2	Anwendungsbeispiel: einfachüberlappte Muffenklebung.....	52
3.3	Experimentelle Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit.....	58
3.3.1	Materialien und Methoden	59
3.3.2	Ergebnisse und Diskussion.....	64
3.4	Zusammenfassung und Schlussfolgerung	67
4	Topologieoptimierung der Fügebauteile	71
4.1	Experimentelle Charakterisierung und Parametrisierung des Klebstoffmodells	72
4.1.1	Materialien und Methoden	73
4.1.1.1	Zugversuche mit Klebstoffreinproben.....	73
4.1.1.2	Torsionsversuche mit geklebten Hohlzylinderproben.....	75
4.1.2	Ergebnisse und Diskussion.....	80
4.1.2.1	Zugversuche mit Klebstoffreinproben.....	80
4.1.2.2	Torsionsversuche mit geklebten Hohlzylinderproben.....	83
4.1.3	Zusammenfassung und Schlussfolgerung	85
4.2	FE-Modellbildung und -Optimierung	86
4.2.1	Geometrie und Rechenetz	86
4.2.2	Randbedingungen.....	88
4.2.3	Materialmodellierung	89
4.2.4	Optimierungsprozess.....	90
4.3	Simulationsergebnisse	91
4.3.1	Optimierungsergebnis	92
4.3.2	Analyse der Klebstoffbeanspruchung	95
4.3.2.1	Geometrisch-lineare Analyse bei $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa.....	96
4.3.2.2	Geometrisch-nichtlineare Analyse bei $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa.....	106
4.3.2.3	Geometrisch-lineare Analyse bei $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa.....	108
4.4	Experimentelle Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit.....	112
4.4.1	Materialien und Methoden	112
4.4.1.1	Statische Zugscherversuche	114
4.4.1.2	Schwingende Zugscherversuche	115
4.4.2	Ergebnisse und Diskussion.....	115
4.4.2.1	Statische Zugscherversuche	115
4.4.2.2	Schwingende Zugscherversuche	118
4.5	Zusammenfassung und Schlussfolgerung	119

5	Topografieoptimierung der Fügeflächen	125
5.1	Geometrische Charakterisierung von PBF-LB/M-Pyramiden	127
5.1.1	Materialien und Methoden	128
5.1.2	Ergebnisse und Diskussion.....	131
5.2	Klebtechnische Optimierung von PBF-LB/M-Pyramiden.....	135
5.2.1	Maßnahmen für verbesserte Passgenauigkeit der Fügeteile	135
5.2.2	Leistungsindikator zur Ermittlung idealer Pyramidenparameter	139
5.3	Experimentelle Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit.....	145
5.3.1	Materialien und Methoden	145
5.3.2	Ergebnisse und Diskussion.....	148
5.4	Zusammenfassung und Schlussfolgerung	151
6	Schlussfolgerung	154

Abkürzungsverzeichnis

ABS	Acrylnitril-Butadien-Styrol
AM	engl. <i>Additive Manufacturing</i>
C/Al-MMC	kohlefaserverstärktes Aluminium
CAD	engl. <i>Computer Aided Design</i>
CFD	engl. <i>Computational Fluid Dynamics</i>
CFK	kohlefaserverstärkter Kunststoff
DfAM	engl. <i>Design for Additive Manufacturing</i>
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren
EB	engl. <i>Electron Beam</i>
FE	Finite Elemente
FEA	Finite-Elemente-Analysen
FEM	Finite-Elemente-Methode
FOK	fertigungsoptimierte Konfiguration
GB	Gestaltungsbereich
IAF	Injektionsklebung durch additiv gefertigte Geometrien
ISF	Injektionsklebung durch subtraktiv gefertigte Geometrien
LB	engl. <i>Laser Beam</i>
LT30	DMG MORI LASERTEC 30 SLM PBF-LB/M-Fertigungsanlage
MEX	engl. <i>Material Extrusion</i>
MW	Mittelwert
NBG	Nicht-Gestaltungsbereich
OR	O-Ring
PA	Polyamid
PBF	engl. <i>Powder Bed Fusion</i>
PBF-EB	pulverbettbasiertes Elektronenstrahlschmelzen
PBF-LB	pulverbettbasiertes Laserstrahlschmelzen
PBF-LB/M	pulverbettbasiertes Laserstrahlschmelzen von Metallen
PEEK	Polyether-Ether-Ketone
PETG	Polyethylene-Terephthalate-Glycol
PP	Polypropylen
PTFE	Polytetrafluorethylen
SA	Standardabweichung (Stichprobe)
SIMP	engl. <i>Solid Isotropic Material with Penalization</i>
SK	Standardkonfiguration
SLA	Stereolithografie
SLM125	Nikon SLM Solutions SLM125 PBF-LB/M-Fertigungsanlage
STL	engl. <i>Standard Triangulation Language</i>
TOP	Topologieoptimierung
TP1000	Trumpf TruPrint 1000 PBF-LB/M-Fertigungsanlage
UD	unidirektional
VA	Klebstoffvorauftrag
VOF	engl. <i>Volume of Fluid</i>
1D/2D/3D	ein-/zwei-/dreidimensional
2K	Zwei-Komponenten
%P	Prozentpunkte

Formelzeichen und Einheiten

a	mm	Grundkantenlänge Schäftungselement
A_{Grund}	mm ²	Grundfläche Schäftungselement
A_{Ink}	mm ²	Mantelfläche Schäftungselement
A_{Kleb}	mm ²	Flächeninhalt der Fügeflächen (Klebfläche)
A_{Mess}	mm ²	gemessene Kanalquerschnittsfläche
A_{Theo}	mm ²	theoretische Querschnittsfläche (Kreis)
A_{Trenn}	mm ²	Flächeninhalt Füge teilquerschnitt in der Trennebene (Trennfläche)
A_V	mm ²	Verlustfläche durch longitudinalen Füge teilabstand
B	mm	Breite
d	mm	Innendurchmesser
d_m	mm	Relativverschiebung der Füge teile
d_t	mm	Füge teilverformung
D	mm	Außendurchmesser
E	MPa	Elastizitätsmodul
E_A	J/mm ²	Flächenenergiedichte
ED	–	Elementdichte
F	N	Betriebskraft
g	mm	Abstand Messebene zu Rotationsachse der Torsionsprüfmaschine
G	MPa	Schubmodul
h	mm	Klebfugenhöhe
i	–	Fließindex
j	mm	Abstand zwischen Kontrastmarkern (Videoextensometrie)
k	Pa · s	Konsistenz
K	€	Kosten
L	mm	Länge
LA	mm	Laserspurabstand
LI	mm/N	Klebtechnischer Leistungsindikator
m	g	Masse
\dot{m}	g/s	Massenstrom
M	Nm	Moment
n	–	Anzahl
N	–	Lastspielzahl
O_D	–	Optimierungsdegradation
p	bar	Druck
P	W	Leistung
PP	–	Penalisierungsparameter
r	mm	Radialkoordinate zylindrisches $r\theta Z$ -System
r_a	mm	Außenradius
r_i	mm	Innenradius

R	–	Lastverhältnis
R^2	–	Determinationskoeffizient
$R_{p0,2}$	MPa	0,2-%-Dehngrenze
R_{\parallel}^+	MPa	Längszugfestigkeit Faserverbundwerkstoff
s	mm	Seitenversatz
S_p	μm	maximaler Profilspitzenwert
SP	–	Streckpunkt
t	s	Zeit
u	mm/s	Geschwindigkeit
U	mm	Umfang
\dot{V}	cm^3/s	Volumenstrom
w	mm	Klebstoffausbreitungsradius
X	mm	Abszisse kartesisches XYZ-System
y	mm	Längskoordinate zylindrisches $\vartheta\varphi y$ -System
Y	mm	Ordinate kartesisches XYZ-System
z	mm	Aufbauhöhe Schäftungselement
z_v	mm	Longitudinaler Fügeiteilabstand
Z	mm	Applikate kartesisches XYZ-System/ $r\theta Z$ -System
ZFP	–	Zugfestigkeitspunkt
α	$^\circ$	Schäftungswinkel
β_0	mm	Achsenabschnitt Regressionsgerade
β_1	–	Steigung Regressionsgerade
γ	–	Gleitung
$\dot{\gamma}$	s^{-1}	Scherrate
Δ	–	Gradient
Δp	bar	Druckverlust
ε	–	Dehnung
θ	$^\circ$	Azimutalkoordinate zylindrisches $r\theta z$ -System
ϑ	mm	Radialkoordinate zylindrisches $\vartheta\varphi y$ -System
ν	–	Querkontraktionszahl
ρ	g/cm^3	Dichte
σ	MPa	Normalspannung
σ_{max}	MPa	Kopfzugfestigkeit
$\sigma_{v,Mises}$	MPa	Von-Mises-Vergleichsspannung
$\sigma_{v,Tresca}$	MPa	Tresca-Vergleichsspannung
$\sigma_1/\sigma_2/\sigma_3$	MPa	erste/zweite/dritte Hauptspannung
τ	MPa	Schubspannung
τ_{max}	MPa	Zugscherfestigkeit
τ_{13}	MPa	Schubspannung zwischen erster und dritter Hauptebene
φ	$^\circ$	Azimutalkoordinate zylindrisches $\vartheta\varphi y$ -System

Indizes und Kurzzeichen

<i>A</i>	Schwingungsamplitude
<i>Alu</i>	bzgl. Aluminium-Rundprofil
<i>AlSi10Mg</i>	bzgl. Aluminiumlegierung AlSi10Mg
<i>AV</i>	bzgl. Applikationsvorrichtung
<i>CFK</i>	bzgl. CFK-Rohr
<i>DP490</i>	bzgl. Scotch-Weld DP490 Strukturklebstoff
<i>EP</i>	bzgl. Epoxidharz
<i>FE</i>	bzgl. Finite-Elemente-Modell
<i>GB</i>	bzgl. Gestaltungsbereich
<i>Ges</i>	Gesamtwert
<i>ideal</i>	Idealwert
<i>in</i>	bzgl. CFD-Einlass
<i>L</i>	bzgl. Laserstrahl
<i>LT30</i>	bzgl. LASERTEC 30 PBF-LB/M-Fertigungsanlage
<i>max/min</i>	Maximal-/Minimalwert
<i>Nenn</i>	Nennwert
<i>nom</i>	Nominalwert
<i>out</i>	bzgl. CFD-Auslass
<i>PA</i>	bzgl. Polyamin
<i>PBF</i>	bzgl. PBF-LB/M-Fertigungsprozess
<i>R</i>	bzgl. Rohrströmung
<i>Ref</i>	bzgl. Referenzkonfiguration
<i>S</i>	bzgl. Spaltströmung
<i>SLM125</i>	bzgl. SLM 125 PBF-LB/M-Fertigungsanlage
<i>Ti6Al4V</i>	bzgl. Titanlegierung Ti6Al4V
<i>TP1000</i>	bzgl. TruPrint 1000 PBF-LB/M-Fertigungsanlage
<i>Tech</i>	technischer Spannungs-/Dehnungswert
<i>ü</i>	bzgl. Bauteilüberlappung
<i>Wahr</i>	Cauchy-Spannung/Hencky-Dehnung
<i>X/Y/Z</i>	bzgl. X-/Y-/Z-Koordinate
<i>ZFP</i>	bzgl. Zugfestigkeitspunkt
<i>0</i>	Ursprungswert
<i>α</i>	bzgl. geschäfteter Klebeverbindung
<i>+/-</i>	bzgl. positives/negatives Schäftungselement
<i> </i>	parallel der Faserrichtung
<i>⊥</i>	senkrecht zur Faserrichtung

1 Einleitung

1.1 Motivation der Arbeit

Die additive Fertigung (engl. *Additive Manufacturing*, AM), auch bekannt als 3D-Druck, hat in den letzten Jahren eine Revolution in der Fertigungsindustrie ausgelöst. Sie umfasst eine Vielzahl von Technologien zur schichtweisen Herstellung von Bauteilen mit bisher unerreichter geometrischer Komplexität und Funktionalität aus unterschiedlichsten Werkstoffen [1]. Opportunistisches Potenzial liefert unter anderem die Funktionsintegration, bei der mehrere Funktionen oder Mechanismen in einem einzigen Bauteil vereint werden. Diese Konsolidierung von Bauteilen reduziert die Anzahl der benötigten Einzelteile, was zur Gewichtsreduktion und verbesserten Ressourceneffizienz der Gesamtstruktur beiträgt [1–4]. Eine weitere Möglichkeit, die geometrische Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren zu nutzen, stellt die funktionsorientierte Konstruktion dar. Bei dieser werden Bauteile entworfen, die speziell auf ihre Funktion zugeschnitten sind und damit maßgeschneiderte Lösungen für individuelle Anwendungen mit verbesserten Leistungseigenschaften darstellen. Ein zusätzlicher Vorteil ergibt sich diesbezüglich durch die Möglichkeit der lokalen Eigenschaftsanpassung. Durch diese können die Festigkeit und Steifigkeit additiv gefertigter Bauteile durch den Einsatz unterschiedlicher Werkstoffe (Multimaterialdruck) oder komplexer Geometrien lokal gesteuert werden [5]. Trotz zahlreicher Vorteile existieren im Zusammenhang mit der additiven Fertigung ebenfalls einige Herausforderungen und Einschränkungen. Darunter fällt der begrenzte Bauraum der Fertigungsanlagen, der die maximale Größe monolithischer AM-Bauteile limitiert. Zudem ergibt sich eine eingeschränkte Wirtschaftlichkeit, die in Abhängigkeit von Bauzeit, Bauraumausnutzung, Materialverbrauch und Prozesssicherheit lediglich für geometrisch komplexe Bauteile in geringen Stückzahlen gegeben ist [6]. Insbesondere im Rahmen der Herstellung von Bauteilen mit großem Volumen oder Bauhöhe ist die additive Fertigung im Vergleich zu konventionellen Fertigungsverfahren unwirtschaftlich [7]. Dies gründet auf der geringen Aufbaugeschwindigkeit, den hohen Material- und Investitionskosten sowie den Personalkosten, die für die Nachbearbeitung von Funktionsflächen anfallen.

Eine Möglichkeit, die Wirtschaftlichkeit additiver Fertigungsverfahren zu steigern, die genannten Fertigungsrestriktionen zu überwinden und gleichzeitig das konstruktive Gestaltungspotenzial additiver Fertigungstechnologien auszuschöpfen, bietet die Umsetzung der Differentialbauweise mittels Hybridfertigung. Im Kontext der vorliegenden Arbeit beschreibt dieses Konzept zum einen die Aufteilung eines geometrisch komplexen

Gesamtbauteils in einfacher zu fertigende Einzelbauteile, die nach Beendigung des Druckprozesses zum ursprünglichen Gesamtbauteil gefügt werden. Zum anderen sind die Vorteile von AM-Bauteilen oft nur an bestimmten Stellen einer Struktur erforderlich, sodass geeignete Halbzeuge zur Steigerung der Wirtschaftlichkeit und Funktionalität beitragen können, wenn sie mit additiv gefertigten Einzelbauteilen zu einer Gesamtstruktur gefügt werden [8–10].

Zur Realisierung dieser Hybridstrukturen besteht die Notwendigkeit, additiv gefertigte Bauteile untereinander sowie mit Halbzeugen unterschiedlicher Werkstoffe zu fügen, ohne das Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung einzuschränken. Das Fügeverfahren Kleben bietet hierfür eine Vielzahl von Vorteilen [11, 12]; besonders hervorzuheben sind die Möglichkeit zur Verbindung unterschiedlicher Materialien sowie die freie Wahl der Fügeflächengeometrie. Im Vergleich zu kraft- oder formschlüssigen Fügeverfahren sind keine Hilfskonstruktionen (z. B. Durchgangslöcher oder Flansche) erforderlich. Zudem trägt der Klebstoff nur minimal zum Gesamtgewicht der Hybridstruktur bei. Trotz der vielfältigen Vorteile weisen Klebeverbindungen auch potenzielle Nachteile gegenüber alternativen Verbindungen auf. Die Verbindungsfestigkeit einer Klebeverbindung wird sowohl durch die Bindungskräfte zwischen Fügeanteil und Klebstoff (Adhäsion) wie auch durch die innere Festigkeit des Klebstoffs und der Fügeanteile (Kohäsion) bestimmt und hängt zudem stark vom Beanspruchungszustand ab. Die anforderungsgerechte Ausprägung der genannten Wirkmechanismen unterliegt einer Vielzahl von Einflussfaktoren, weshalb die Verbindungsfestigkeit gegenüber alternativen form-, kraft-, oder stoffschlüssigen Verbindungen häufig reduziert ist.

1.2 Ziel und Aufbau der Arbeit

Eine Verbindung ist definiert als eine Funktion der beteiligten Werkstoffe, des Fügeverfahrens sowie der Geometrie der Fügeanteile [13]. Jedes Fügeverfahren und das damit verbundene physikalische Wirkprinzip zur Erzeugung der Reaktionskräfte stellt spezifische Anforderungen an den Werkstoff sowie die Geometrie der Fügeanteile. Unter Ausnutzung der geometrischen und werkstofflichen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren können die Fügeanteile anforderungsgerecht gestaltet und so die Verbindungsqualität gegenüber konventionell gefertigten Fügeanteilen verbessert werden [14]. Auf Grundlage dieser optimalen Verbindungen kann mittels der Hybridfertigung erweitertes Potenzial hinsichtlich konstruktiver Gestaltungsfreiheit und Wirtschaftlichkeit erschlossen werden (**Abbildung 1-1**).

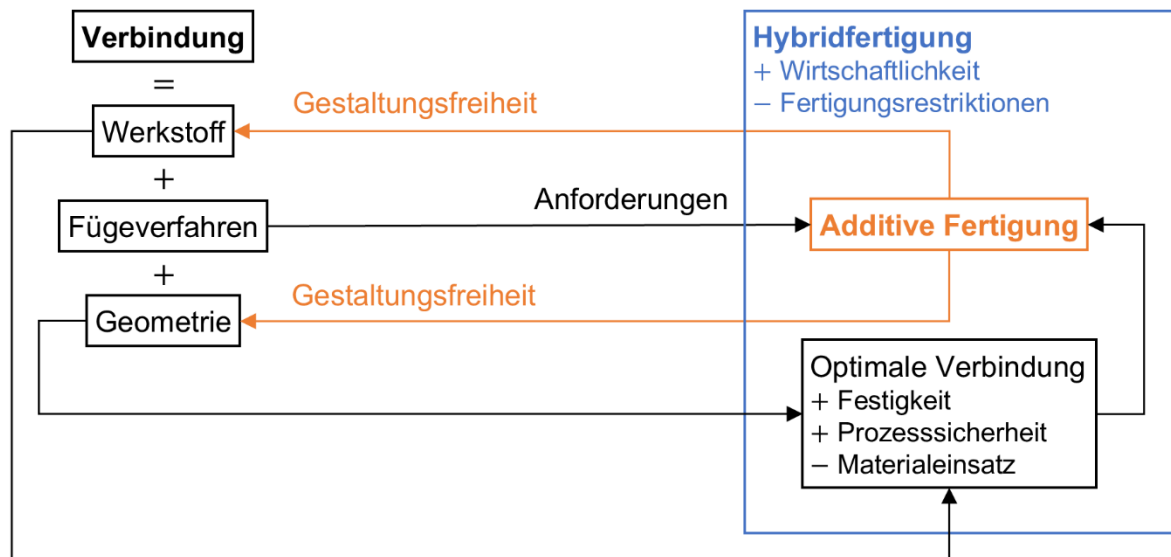


Abbildung 1-1 Wirkbeziehung und Synergien zwischen der Verbindungstechnik (schwarz), additiven Fertigungsverfahren (orange) und der Hybridfertigung (blau)

Das Fügeverfahren Kleben richtet sowohl adhäsive wie auch kohäsive Anforderungen an die beteiligten Werkstoffe. Im Sinne hoher Verbindungsfestigkeit ist außerdem der Beanspruchungszustand innerhalb der Verbindung entscheidend, der durch die Geometrie der Füge­teile bestimmt wird [12].

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, das Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren zur Auslegung optimaler Klebeverbindungen zu erschließen. Diese zeichnen sich im Kontext der Hybridfertigung von Strukturbauteilen durch eine hohe Festigkeit und Prozesssicherheit sowie minimalen Materialeinsatz aus.

Mittels umfassender Literaturrecherche (Kapitel 1.3) wurden konstruktive Optimierungsansätze identifiziert, die auf Grundlage der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiv gefertigter Füge­teile zur Optimierung von Strukturklebungen beitragen können. Bei den Ansätzen handelt es sich um die Klebstoffapplikation durch additiv gefertigte Injektionskanäle zur Verbesserung der Adhäsions- und Kohäsionsfähigkeit des Klebstoffs sowie die Topologie- und Topografieoptimierung der Füge­teile und Füge­flächen, um einen klebgerechten Beanspruchungszustand herbeizuführen. Die systematische Charakterisierung und Bewertung dieser Optimierungsansätze erfolgt auf Grundlage numerischer sowie experimenteller Untersuchungen an exemplarischen Strukturklebungen.

Durch Kapitel 2 werden die Grundlagen der im Rahmen der Untersuchungen eingesetzten Fertigungs-, Prüf-, Berechnungs- und Analysemethoden dargestellt. Die darauf folgenden Hauptkapitel 3, 4 und 5 sind jeweils einem der identifizierten Optimierungsansätze gewidmet (**Abbildung 1-2**).

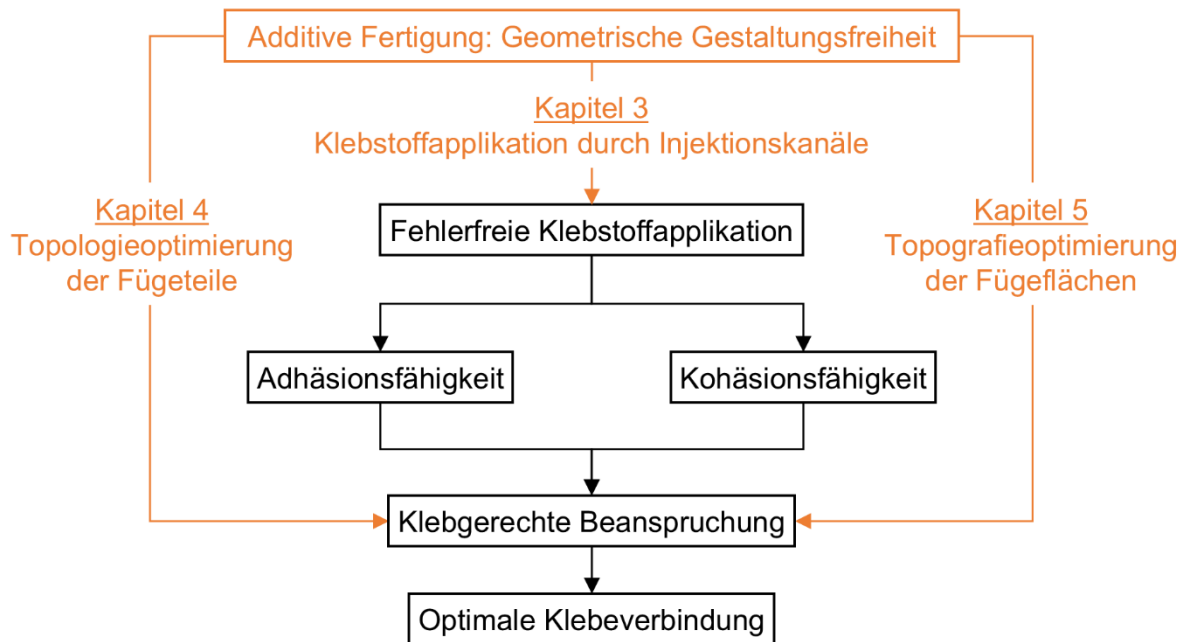


Abbildung 1-2 Konstruktive Optimierungsansätze für Klebeverbindungen mit additiv gefertigten Fügeteilen

Bei den in Kapitel 3 und 4 exemplarisch betrachteten Klebeverbindungen handelt es sich um Überlappklebungen zwischen additiv gefertigten Muffen sowie konventionell gefertigten Leichtbauhalbzeugen aus Faserverbundwerkstoff und Aluminium, während in Kapitel 5 Stumpfklebungen zwischen additiv gefertigten Einzelbauteilen untersucht werden. Auf diese Weise soll ein möglichst umfassendes Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung erschlossen und die Kombination unterschiedlicher Material- und Fertigungskombinationen in Differentialbauweise ermöglicht werden.

Bei dem additiven Fertigungsverfahren zur Herstellung der Fügeteile handelt es sich um das pulverbettbasierte Laserstrahlschmelzen von Metallen (engl. *Laser-Based Powder Bed Fusion of Metals*, PBF-LB/M) unter Verwendung der Aluminiumlegierung AlSi10Mg und der Titanlegierung Ti6Al4V. Der gewählte Klebstoff ist ein zähmodifizierter Zwei-Komponenten (2K)-Strukturklebstoff auf Epoxidharzbasis (Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland), der sich durch ein breites Haftspektrum und eine hohe Festigkeit auszeichnet und daher ideal für die Hybridfertigung leichtbaurelevanter Strukturbauteile aus Metall und Faserverbundwerkstoff geeignet ist.

1.3 Stand der Forschung

Im Folgenden wird ein Überblick über wissenschaftliche Bestrebungen zur konstruktiven Optimierung von Strukturklebungen gegeben, die in Zusammenhang mit der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren gebracht werden können. Bei diesen handelt es sich um die Klebstoffapplikation mittels Injektion (Kapitel 1.3.1) sowie die

Gestaltoptimierung von Fügeteilen (Kapitel 1.3.2) und Fügeflächen (Kapitel 1.3.3). Am Ende jedes Unterkapitels werden konkrete Forschungsabsichten abgeleitet, die den Untersuchungsgegenstand der folgenden Hauptkapitel bilden.

1.3.1 Klebstoffapplikation mittels Injektion

Das Injektionskleben stellt ein modernes Verfahren zur Klebstoffapplikation dar, das vor dem Hintergrund steigender Anforderungen an Fertigungseffizienz und strukturelle Leistungsfähigkeit zunehmend industrielle Anwendung findet. So ermöglicht es in der Automobilindustrie die Umsetzung flexibler Karosseriebaukästen, bei denen Profile aus unterschiedlichen Material- und Fertigungskombinationen über gegossene oder gefräste Verbindungsknoten zu gesamten Karosseriestrukturen verklebt werden [8, 9]. Weitere Anwendung findet das Verfahren in der strukturellen Verklebung von Batteriegehäusen in Elektrofahrzeugen, wodurch sowohl sicherheits- wie auch dichtungsrelevante Anforderungen erfüllt werden können [15, 16].

Im Rahmen des Injektionsklebens wird der Klebstoff entweder punktuell über mehrere Injektionsbohrungen oder linienförmig entlang des Klebfugenrands in die Klebfuge zwischen die ausgerichteten Fügeteile injiziert. Die Klebstoffverteilung innerhalb der Klebfuge erfolgt überwiegend stochastisch, was sich negativ auf die Prozesssicherheit auswirken kann. Außerdem bedingt das Vorgehen zur großflächigen Verteilung des Klebstoffs eine hohe Klebstoffviskosität oder Klebfugenhöhe. Beides wirkt sich potenziell nachteilig auf die erzielbare Verbindungsfestigkeit aus.

Im Jahr 2021 wurde das Konzept des Injektionsklebens erstmals mit der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungstechnologien in Verbindung gebracht. Der Deutsche Verband für Schweißen und verwandte Verfahren (DVS) veröffentlichte diesbezüglich das technische Merkblatt DVS 1401:2021-04 [17], in dem grundlegende Gestaltungsempfehlungen für additiv gefertigte Fügeteile und Fügeflächen benannt werden. Bezüglich der Klebstoffapplikation wird vorgeschlagen, additiv gefertigte Kanäle mit komplexen Querschnittsformen und Verläufen zur Klebstoffverteilung zu nutzen. Ein konkreter Leitfaden zur geometrischen Auslegung der Verteilungskanäle und experimentelle Ergebnisse bezüglich der erzielbaren Verbindungsfestigkeit liegen bislang nicht vor.

Forschungsabsicht. Vor diesem Hintergrund besteht das primäre Ziel der in Kapitel 3 vorgestellten Studie zur Klebstoffapplikation durch Injektionskanäle darin, das Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren zur Herstellung von

komplexen Kanälen zur gezielten Klebstoffverteilung zu erschließen. Weiterhin soll der Mehrwert bezüglich der Verbindungsfestigkeit und Prozesssicherheit experimentell validiert werden.

1.3.2 Gestaltoptimierung von Fügeteilen

Bezüglich der Gestaltoptimierung von Fügeteilen existiert eine Vielzahl parametrischer Studien, in denen beispielsweise der innenliegende Fasenwinkel oder die Fügeteilgeometrie an den Überlappungsenden über vordefinierte Intervalle variiert wird, um die dort auftretenden Spannungsüberhöhungen zu reduzieren (Kapitel 2.1.5 und [18–22]). Aufgrund der stark eingeschränkten Lösungsmöglichkeiten wird jedoch nicht das gesamte konstruktive Optimierungspotenzial ausgeschöpft. Dieses kann auf Grundlage nichtparametrischer Methoden, wie numerischer Kontur- oder Topologieoptimierung, erschlossen werden.

Der erste Versuch zur Konturoptimierung von Fügeteilen unter Verwendung kontinuierlicher Variablen wurde von Groth und Nordlund [23] unternommen. Mit dem Ziel, ein spannungsbasiertes Versagenskriterium (Tsai-Hill) zu minimieren, führten sie Finite-Elemente (FE)-basierte Konturoptimierungen an einfach- und doppeltüberlappten Klebeverbindungen durch. Die Fügeteile sowie der Klebstoff wurden zweidimensional modelliert, durch Schalenelemente diskretisiert und das strukturmechanische Verhalten linear analysiert. Die optimierten Fügeteilformen weisen im Vergleich zur Ausgangsform einen um bis zu 33 % verringerten Versagensindex auf. In ähnlicher Weise verwendeten Kaye und Heller [24] eine auf Sensitivitätsanalyse basierende Konturoptimierungsmethode, um die Fügeteil- und Klebstoffgeometrie von einfach- und doppeltüberlappten Klebeverbindungen zu optimieren. Mit dem Ziel, die Von-Mises-Vergleichsspannung innerhalb des Klebstoffs zu reduzieren, wurden die Verbindungen analog zu Groth und Nordlund modelliert und analysiert. Eine Verbesserung gegenüber bisherigen Ansätzen stellt die Diskretisierung der Klebfugenhöhe mit drei statt lediglich einem Element dar. Anhand der numerischen Ergebnisse zeigt sich, dass die maximale Von-Mises-Vergleichsspannung an den Überlappungsenden durch eine variable Klebstoff- und Fügeteildicke um über 50 % reduziert werden kann. Trotz einfacher Modellierungsansätze und geringer geometrischer Komplexität der Lösungen erwies sich die Realisierung der optimierten Fügeteile aufgrund fertigungstechnischer Einschränkungen als unpraktikabel. Mit dem Aufkommen moderner Fertigungstechnologien, insbesondere der additiven Fertigung, eröffnen sich jedoch neue Möglichkeiten zur Herstellung geometrisch anspruchsvoller Fügeteile. Gleichzeitig führt die zunehmende Verfügbarkeit leistungsfähiger Rechensysteme dazu, dass komplexere Optimierungsalgorithmen und Modellierungsansätze eingesetzt werden können.

So wenden Ejaz et al. [25] erstmalig eine FE-gestützte Topologieoptimierung (TOP) auf die Füge­teile von einfach- und doppeltüberlappten Klebeverbindungen an. Das Optimierungsziel sieht eine minimale Verzerrungsenergie innerhalb des Klebstoffs vor. Wie in bisherigen Studien wurden ein expliziter Modellierungsansatz gewählt und die Füge­teile sowie der Klebstoff zweidimensional unter Verwendung von Schalenelementen abgebildet. Die Klebfugenhöhe wurde mit vier Elementen diskretisiert, deren Kantenlängen zwischen 0,03 und 0,05 mm betragen. Geometrische Nichtlinearität und nichtlineares Materialverhalten blieben unberücksichtigt. Die Auswertung der Schälbeanspruchung an den Überlappungsenden der einfachüberlappten Verbindung weist ein um 63 % verringertes Maximum gegenüber der Ausgangsgeometrie auf; im Falle der doppeltüberlappten Verbindung sind es 33 %. Dieser Unterschied ist auf das größere Optimierungspotenzial der einfachüberlappten Klebe­verbindung zurückzuführen, das sich aus der exzentrischen Lasteinleitung und dem resultierenden Aufbiegeeffekt zwischen den Füge­teilen ableitet (Kapitel 2.1.5). In ähnlicher Weise setzen Kaufmann und Vallée [26] einen evolutionären Gestal­toptimierungsalgorithmus zu FE-basierten TOP der Füge­teile ein. Das primäre Ziel dieser Studie lag darin, die Auswirkungen unterschiedlicher Verhältnisse von Überlappungslänge zu Füge­teildicke sowie von Füge­teil- zu Klebstoffsteifigkeit auf die Topologie der optimierten Füge­teile zu untersuchen. Die Klebstoffbeanspruchung wurde nicht explizit ausgewertet und keine Aussage über die klebtechnische Leistungsfähigkeit der optimierten Strukturen getroffen. Die Autoren verweisen diesbezüglich auf die Notwendigkeit experimenteller Untersuchungen. Sowohl in [25] wie auch [26] bilden sich in den optimierten Füge­teiltopologien kompakte Hohlräume aus, die als Minimalfachwerke mit geringer geometrischer Komplexität interpretiert werden können. Die Möglichkeit zur Entwicklung indiskreter Topologien, die durch additiv gefertigte Füge­teile mit variabler Steifigkeit (z. B. gradierte Zellstrukturen, Multimaterialdruck) realisiert werden können, wurde in diesen Studien nicht berücksichtigt.

Das grundlegende Potenzial variabler Füge­teilsteifigkeit zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit von einfach- und doppeltüberlappten Klebeverbindungen wird durch Ubaid et. al. [27] nachgewiesen. Sie nutzen die Möglichkeit des Multimaterialdrucks mittels Stereolithografie (SLA), um zwei Photopolymere mit unterschiedlichem Elastizitätsmodul zu monolithischen Füge­teilen mit gradierter Steifigkeit an den Überlappungsenden zu verarbeiten. Die Kontur der Füge­teile blieb dabei unverändert. Trotz des reduzierten Gestaltungsraums weisen die numerischen Ergebnisse einen Rückgang der maximalen Schälbeanspruchung um 57 % gegenüber der Ausgangskonfiguration mit monotoner Steifigkeit aus; bei Verdoppelung der Überlappungslänge beträgt die Reduktion bis zu 80 %. Abschließende Zugscherversuche

belegen einen Anstieg der Verbindungsfestigkeit um 20 % gegenüber der Ausgangskonfiguration.

Arhore et al. [28] vergleichen die Möglichkeiten und Einschränkungen evolutionärer und klassisch-deterministischer Optimierungsalgorithmen zur FE-basierten Konturoptimierung in zug- und biegebelasteten Muffenklebungen. Gegenüber den bisher vorgestellten Modellierungsansätzen wird der Klebstoff im Rahmen dieser Studie nicht explizit modelliert, sondern in der deterministischen TOP durch eine feste Kontaktrandbedingung und in der evolutionären TOP durch ein Kohäsivzonenmodell berücksichtigt. In beiden Fällen wird so der Einfluss der Klebstoffschicht auf die Steifigkeit der Verklebungen vernachlässigt. Das Kohäsivzonenmodell beschreibt einen bilinearen Kontakt zwischen den Fügeflächen der Fügeile und erlaubt es zudem, Grenzflächenversagen durch ein experimentell-parametrisiertes Schädigungsmodell zu erfassen [29]. Dementsprechend unterscheiden sich die Zielkriterien: Während bei der deterministischen TOP die maximale Struktursteifigkeit angestrebt wird, soll im Rahmen der evolutionären TOP die Trennlast maximiert werden. Der zur Optimierung genutzte Gestaltungsraum beschränkt sich in beiden Fällen auf die Kontur der außenliegenden Muffe und die Überlappungslänge, sodass keine innenliegenden Hohlräume oder indiskrete Strukturen ausgebildet werden können. Im direkten Vergleich der Ergebnisse evolutionärer und deterministischer TOP ist festzuhalten, dass beide Lösungen ein ähnliches Leistungsgewicht aufweisen, die deterministisch optimierten Strukturen jedoch harmonischere Konturen beschreiben. Zudem zeigt sich, dass eine große Überlappungslänge und steife Fügeile zu einer hohen Verbindungsfestigkeit führen. Da der Klebstoff nicht explizit modelliert wurde, kann keine Aussage zur resultierenden Klebstoffbeanspruchung getroffen werden. Anhand des Kohäsivzonenmodells zeigt sich jedoch, dass die erste Hauptspannung nahe der Fügefläche mit dem Versagensindex des Schädigungsmodells korreliert.

Insgesamt weisen die Ergebnisse der diskutierten Studien zur Gestaltoptimierung von Fügeileilen auf ein unmittelbares Potenzial zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit von Klebeverbindungen hin, das mit der geometrischen Komplexität der optimierten Strukturen korreliert. Bisherige Lösungen beschreiben jedoch ausschließlich Topologien mit mäßiger geometrischer Komplexität, bei denen sowohl die Konturen als auch die Steifigkeitsverteilung der Fügeileile nur geringfügig variieren. Da die geometrische Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren die Realisierung deutlich komplexerer Topologien ermöglicht, verfehlen die gewählten Ansätze, das gesamte Optimierungspotenzial additiv gefertigter Fügeileile auszuschöpfen. Darüber hinaus vernachlässigen die Studien den Einfluss der Materialnichtlinearität, was die Abbildungsgenauigkeit bezüglich der Struktursteifigkeit

erheblich einschränkt und bei modernen, zähmodifizierten 2K-Strukturklebstoffen nicht akzeptabel ist [30, 31]. Die experimentelle Validierung der klebtechnischen Leistungsfähigkeit stellt bislang die Ausnahme dar.

Forschungsabsicht. Vor diesem Hintergrund besteht das primäre Ziel der in Kapitel 4 vorgestellten Studie zur Topologieoptimierung der Füge­teile darin, mittels geeigneter Optimierungsalgorithmen und Modellierungsansätze das volle Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren im Sinne klebgerechter Beanspruchung zu erschließen und dieses experimentell zu validieren. Da die Untersuchungen am Beispiel eines zähmodifizierten 2K-Strukturklebstoffs erfolgen, stellen die experimentelle Charakterisierung und modellbasierte Abbildung der komplexen strukturmechanischen Materialeigenschaften des Klebstoffsystems zentrale Bestandteile der Studie dar.

1.3.3 Gestaltoptimierung von Fügeflächen

Die Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren eröffnet ebenfalls neue Möglichkeiten zur Gestaltoptimierung von Fügeflächen in Klebeverbindungen. Diese zielen darauf ab, die Klebfläche zu vergrößern, um die Nennbeanspruchung des Klebstoffs zu reduzieren. So finden sich in DVS 1401:2021-04 [17] neben Empfehlungen zur idealen Bauteilorientierung und Prozessparameterwahl (weiterführende Studien hierzu in [32–37]) auch konstruktive Gestaltungsempfehlungen für additiv gefertigte Fügeflächen. Speziell für Stumpfklebungen wird die Fügeflächenstrukturierung vorgeschlagen, welche die Klebfläche vergrößern und zur Optimierung der Spannungsverteilung beitragen kann. Ein stark divergierender Ansatz wird durch das Einbringen eines Fügeflächengitters beschrieben, mit dem mechanische Verankerungspunkte für den ausgehärteten Klebstoff generiert werden. Es ergibt sich hierdurch ein Formschluss zwischen dem ausgehärteten Klebstoff und den Füge­teilen, was insbesondere bei Werkstoffen mit geringer Adhäsionsfähigkeit von Vorteil ist. Die genannten Gestaltungsregeln gehen auf das IGF-Vorhaben 19.206 N [38] zurück, in dessen Rahmen experimentelle Untersuchungen zur Ermittlung der Klebeignung additiv gefertigter Füge­teile am Beispiel der Materialeextrusion von Acrylnitril-Butadien-Styrol (MEX/ABS) und Polypropylen (MEX/PP) sowie dem pulverbettbasierten Laserstrahlschmelzen von Polyamid 12 (PBF-LB/PA12) und der Aluminiumlegierung AlSi10Mg (PBF-LB/AlSi10Mg) stattfanden. Durch Zugscherversuche in Anlehnung an DIN EN 1465:2009-07 [39] und Kopfzugversuche nach DIN EN 15870:2009-08 [40] wurde die generelle Klebeignung der additiv gefertigten Erzeugnisse unter Verwendung diverser kommerzieller 1K- und 2K-Strukturklebstoffe festgestellt und diese durch eine geeignete Oberflächenrauigkeit begründet. Durch das

Einbringen von Gitterstrukturen in die unbehandelten Fügeflächen von MEX/PP-Fügeteilen konnte die Zugscherfestigkeit von 0,2 auf 3,7 MPa gesteigert werden. Mit plasmavorbehandelten MEX/PP-Fügeteilen ohne Gitterstrukturen werden vergleichbare Festigkeitswerte erzielt [41]. Weiterführende Untersuchungen zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit unter Verwendung von Fügeflächengittern wurden in [42] angestellt, indem MEX/PP-Probekörper unter Verwendung eines 2K-Cyanoacrylat-Klebstoffs mit Faserverbundplatten verklebt wurden. Die so erzielten Zugscherfestigkeiten variieren je nach Gittertyp zwischen 2,9 und 3,6 MPa. Ohne Modifikation der Fügefläche wurde in dieser Studie eine Zugscherfestigkeit von 0,7 MPa festgestellt.

Weitere Möglichkeiten zur Optimierung der Fügeflächentopografie ergeben sich durch rillen- oder stiftförmige Oberflächenstrukturierungen. Diese wurden in [43] durch pulverbettbasiertes Elektronenstrahlschmelzen der Titanlegierung Ti6Al4V (PBF-EB/Ti6Al4V) realisiert und die entsprechenden Fügeteile unter Verwendung eines 1K-Epoxidharzklebstoffs mit faserverstärkten Polyether-Ether-Ketone (PEEK)-Fügeteilen ohne Oberflächenstrukturierung verklebt. Zugscherversuche belegen einen geringfügigen Anstieg der Verbindungsfestigkeit gegenüber additiv gefertigten Referenzfügeteilen ohne Oberflächenstrukturierung und einen erheblichen Anstieg der Verbindungsfestigkeit gegenüber Referenzfügeteilen mit gefrästen Oberflächen.

Spaggiari [44] untersuchte den Effekt sägezahnförmiger Ausprägung der Fügeflächen von MEX/ABS-Fügeteilen. Dabei wurden die Orientierung des Sägezahns zur Krafrichtung ($0^\circ/45^\circ/90^\circ$) sowie die Sägezahnhöhe (0,3 mm/0,6 mm) variiert. Zudem wurden zwei unterschiedliche Klebstoffe verwendet, bei denen es sich um einen spröden 2K-Klebstoff auf Epoxidharzbasis und einen zähmodifizierten Hybridklebstoff aus Epoxidharz und Cyanoacrylat handelt. Entsprechende Zugscherversuche belegen, dass die Oberflächenstrukturierung unter Verwendung des Hybridklebstoffs keinen Anstieg der Verbindungsfestigkeit bewirkt, während bei Verwendung des spröden 2K-Epoxidharzklebstoffs eine geringfügige Festigkeitssteigerung von 10 % erzielt wird, wenn der Sägezahn in einem Winkel von 45° bezüglich der Krafrichtung orientiert ist.

In [45] wird die auxetische Strukturierung der Fügefläche von extrudiertem Polyethylenterephthalate-Glycol (MEX/PETG)-Fügeteilen untersucht, die mit unstrukturierten PLA-Fügeteilen unter Verwendung eines duktilen sowie eines spröden 2K-Epoxidharzklebstoffs verklebt wurde. Die Strukturierung wurde mit einer Tiefe zwischen 0,2 und 0,4 mm umgesetzt, wodurch sich entsprechende Klebfugenhöhen einstellen. Entsprechende Zugscherversuche

belegen einen Anstieg der Verbindungsfestigkeit um etwa 12 % gegenüber unstrukturierten Referenzproben. Zudem zeigte sich, dass die Verbindungsfestigkeit unter Verwendung des duktilen Klebstoffs mit zunehmender Klebfugenhöhe ansteigt und bei Verwendung des spröden Klebstoffs abnimmt.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass bisherige Studien zur Gestaltoptimierung von Fügeflächen überwiegend auf die Verbesserung der Klebfestigkeit von Überlappklebungen zwischen konventionell gefertigten Leichtbauhalbzeugen und additiv gefertigten Polymerfügeteilen mit geringer Adhäsionsfähigkeit abzielen. Dementsprechend beschränken sich Optimierungsmaßnahmen meist auf die Fügefläche des additiv gefertigten Fügeteils, während die Fügefläche des konventionell gefertigten Halbzeugs unberücksichtigt bleibt. Teilweise erfolgte die Strukturierung beidseitig, dafür jedoch mit reduzierter geometrischer Komplexität. Hierdurch bleibt die Leistungsfähigkeit der vorgeschlagenen Lösungen hinter dem Potenzial zurück, das sich durch die komplementäre Gestaltoptimierung der Fügeflächen mehrerer additiv gefertigter Fügeteile eröffnet.

Zudem erweist sich die konstruktive Umsetzung von Überlappklebungen zur Verbindung mehrerer additiv gefertigter Einzelbauteile als unpraktikabel. Diese beschreiben häufig komplexe und filigrane Topologien und weisen daher nicht die geometrischen Voraussetzungen für eine anforderungsgerechte Bauteilüberlappung auf. Die Realisierung der Überlappklebung erfordert somit konstruktive Anpassungen, wodurch sich die Abmessungen und die Masse der additiv gefertigten Einzelbauteile erhöhen. Dies wirkt sich negativ auf das Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung und die Leistungsfähigkeit der hybriden Leichtbaustrukturen aus.

Forschungsabsicht. Vor diesem Hintergrund besteht das primäre Ziel der in Kapitel 5 vorgestellten Studie darin, eine spezielle Fügeflächentopografie für die Stumpfklebung additiv gefertigter Einzelbauteile zu entwickeln. Unter Ausnutzung der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren soll eine hohe Verbindungsfestigkeit bei minimalem Bauteilvolumen erreicht werden. In diesem Sinne wird die optimierte Fügeflächentopografie komplementär in den Fügeflächen beider Fügeteile realisiert und die resultierende Verbindungsfestigkeit experimentell validiert.

2 Grundlagen

Im Folgenden werden die Fertigungs-, Prüf-, Berechnungs- und Analysemethoden vorgestellt, die in den numerischen und experimentellen Untersuchungen in Kapitel 3, 4 und 5 Anwendung finden. Kapitel 2.1 behandelt die Grundlagen von Strukturklebungen, während Kapitel 2.2 Aspekte der additiven Fertigung von Metallbauteilen mittels pulverbettbasiertem Laserstrahlschmelzen erläutert.

2.1 Strukturklebungen

Das Kleben stellt ein stoffschlüssiges Fügeverfahren dar, bei dem die Fügeflächen der Füge Teile mittels einer zwischenliegenden Klebstoffschicht dauerhaft verbunden werden. Erfolgt dies vor dem Hintergrund der Übertragung mechanischer Lasten, wird die entsprechende Verbindung als Strukturklebung bezeichnet. Da die mechanischen Eigenschaften von Strukturklebungen durch jene der Füge Teile, der Klebstoffschicht (engl. *Bulk*) und der Grenzschicht zwischen Füge Teilen und Klebstoffschicht (Interphase) bestimmt werden, können sie als Verbundsysteme betrachtet werden [11]. Während die kraftübertragende Wirkung innerhalb der Grenzschicht mehrheitlich auf adhäsive Wirkmechanismen zurückzuführen ist, erfolgt die Kraftübertragung innerhalb der Füge Teile und der Klebstoffschicht mittels Kohäsion:

- **Adhäsion**
Bindungskräfte zwischen Klebstoff und Füge Teilen
 - **Mechanische Adhäsion**
Bindungskräfte beruhen auf formschlüssiger Verankerung des Klebstoffs in Hinterschneidungen der Füge Fläche
 - **Spezifische Adhäsion**
Bindungskräfte beruhen auf chemischen und thermodynamischen Gesetzmäßigkeiten
- **Kohäsion**
Innere Festigkeit des Klebstoffs und der Füge Teile

Aufgrund des komplexen Zusammenspiels zwischen den unterschiedlichen Mechanismen der Kraftübertragung stellen die Auswahl eines geeigneten Klebstoffsystems (Kapitel 2.1.1), die Füge Flächenvorbehandlung (Kapitel 2.1.2) und die Klebstoffapplikationstechnik (Kapitel 2.1.3) maßgebliche Faktoren hinsichtlich der erzielbaren Verbindungsfestigkeit dar. Diese und weitere Einflüsse müssen im Rahmen der Festigkeitsauslegung (Kapitel 2.1.4) durch geeignete Versagenshypothesen berücksichtigt werden, um die Verbindungsfestigkeit durch eine klebgerechte Konstruktion der Füge Teile (Kapitel 2.1.5) zu steigern. Aufgrund der mechanischen Komplexität von Strukturklebungen erfolgt der Festigkeitsnachweis meist auf

Grundlage numerischer Berechnungsmethoden (Kapitel 2.1.6), deren Ergebnisse durch experimentelle Festigkeitsuntersuchungen validiert werden (Kapitel 2.1.7).

2.1.1 Strukturklebstoffe

Die Basis von Strukturklebstoffen bilden synthetische Kunstharze wie Epoxidharz, Polyurethan, Phenolharz oder Acrylat. Diese zeichnen sich durch eine hohe Kohäsionsfähigkeit aus und ermöglichen in Kombination mit metallischen sowie nichtmetallischen Fügeartikelwerkstoffen die Ausbildung ausgeprägter Adhäsionsmechanismen. Die Aushärtung der flüssigen Basis erfolgt unter Zugabe eines Härter, der mittels Polykondensation oder -addition zur dreidimensionalen Vernetzung der Polymerketten führt. Diese Klebstoffsysteme zeichnen sich durch eine hohe Steifigkeit, Isotropie und Temperaturbeständigkeit sowie eine geringe Kriechneigung aus [12].

Grundsätzlich wird zwischen warm- und kalthärtenden Klebstoffsystemen unterschieden. Warmhärtende Systeme auf Basis von Epoxid- oder Phenolharz erfordern zur Aushärtung die Zugabe eines Härter (z. B. Polyamin oder Isocyanat) und thermische Energie. Die notwendigen Aushärtetemperaturen liegen im Bereich von 120 bis 180 °C bei Härtingszeiten zwischen 20 min und mehreren Stunden [11]. Demgegenüber binden kalthärtende Klebstoffe aufgrund der höheren Reaktivität des Härter bereits bei Raumtemperatur ab; die vollständige Aushärtung kann jedoch mehrere Stunden bis Tage in Anspruch nehmen. Sonderfälle stellen Einkomponentensysteme auf Acrylatbasis dar, die ohne Zugabe eines Härter polymerisieren. Bei anaeroben Acrylatklebstoffen erfolgt die Aushärtung unter Sauerstoffausschluss durch den Kontakt mit metallischen Oberflächen, während sie bei aeroben Schnellklebstoffen auf Basis von Cyanoacrylat durch eine chemische Reaktion mit der Luftfeuchtigkeit initiiert wird. [11]

Diese unmodifizierten Ein- oder Zweikomponentenklebstoffe weisen eine geringe Zähigkeit auf, weshalb dynamische Belastungen häufig zu unmittelbarem Sprödbbruch führen. Um die Zähigkeit der Klebstoffe zu steigern, können das Kunstharz und/oder der Härter durch die Integration elastischer und beweglicher Kettensegmente zähmodifiziert werden. Bei den erforderlichen Modifikatoren handelt es sich in der Regel um Elastomere oder Thermoplaste in Form von Nanopartikeln. Sie treten nach der Aushärtung als separate Phasen in der Klebstoffmatrix auf, können bei ausreichender chemischer Verträglichkeit jedoch auch in das Polymerkettennetzwerk eingebunden werden. In beiden Fällen profitiert die Fähigkeit des Klebstoffs, Energie zu absorbieren und durch lokale Kavitation und Fließvorgänge die Rissentstehung und -ausbreitung innerhalb des Polymerkettennetzwerks zu verzögern.

Die Auswahl des idealen Klebstoffsystems erfolgt in Abhängigkeit der mechanischen, thermischen und chemischen Anforderungen an die Verbindung. Weiterhin finden die Benetzungseigenschaften der beteiligten Fügepartikelmateriale und die Verarbeitungseigenschaften des Klebstoffs Berücksichtigung.

2.1.2 Oberflächenvorbehandlung

Neben der Wahl eines geeigneten Klebstoffsystems stellt auch die gewissenhafte Oberflächenvorbehandlung der Fügeflächen eine Grundvoraussetzung zur Ausprägung adhäsiver Phänomene zwischen Klebstoff und Fügepartikeln dar. Entsprechend DIN EN 13887:2003-11 [46] sind hierbei die Reinigung der Fügeflächen und die physikalische oder chemische Oberflächenmodifizierung zu unterscheiden.

Die Reinigung zielt darauf ab, Kontamine zu entfernen, die andernfalls eine Trennschicht bilden und so die Benetzung der Fügefläche mit Klebstoff behindern. Zur Entfernung öl- und fetthaltiger Rückstände eignen sich ionische und basische Reinigungsmittel, während zur Entfernung von Anstrichstoffen Lösemittel wie Isopropanol oder Keton erforderlich sind. Bei thermoplastischen Fügepartikeln sollten keine Lösemittel verwendet werden, da sie zur Degradation des Werkstoffes führen können. Unabhängig von der Art des Reinigungsmittels sollten die Fügepartikel nach der Reinigung gespült und anschließend in einem sauberen, ölfreien Luftstrom bei einer Temperatur von 60 °C etwa 10 min getrocknet werden.

Die anschließende Oberflächenmodifikation stellt in Abhängigkeit der Kombination aus Fügepartikelmateriale und Klebstoffsystem einen optionalen Schritt dar. Bei besonders glatten oder rauen Fügeflächen ist es möglich, durch mechanische Bearbeitung mittels Schleifen oder Strahlen eine ideale Oberflächenrauigkeit herbeizuführen. Sie zeichnet sich dadurch aus, dass der flüssige Klebstoff mechanische Verankerungspunkte in der Oberfläche findet und gleichzeitig in der Lage ist, alle Vertiefungen in der Oberfläche vollständig auszufüllen. Bei schwer benetzbaren Fügepartikelmateriale mit geringer Oberflächenenergie (z. B. PP und PTFE) kann es erforderlich sein, die Fügefläche oxidativ zu aktivieren, um ihre Benetzbarkeit zu steigern. Hierzu eignen sich physikalische (z. B. Beflamm-, Plasma-, oder Laserbehandlung) oder chemische Verfahren (z. B. Ätzen oder Haftvermittler) [46].

2.1.3 Klebstoffapplikation

Auch die Klebstoffapplikationstechnik übt einen entscheidenden Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit und Prozesssicherheit von Strukturklebungen aus. Applikationsfehler, wie ungleichmäßige Verteilung, Über-/Unterdosierung oder Mischfehler, wirken sich negativ

auf die Kohäsions- und Adhäsionsfähigkeit aus [47]. Der Klebstoffapplikationsprozess gliedert sich nach [48] in drei zentrale Arbeitsschritte; das Dosieren, Mischen und Auftragen des Klebstoffs.

Der Klebstoffvorauftrag beschreibt das manuelle Mischen des Klebstoffs, gefolgt von volumetrischer Dosierung und flächigem Auftrag auf die Fügeflächen unter Verwendung eines Spatels. Aufgrund der Vielzahl manueller Arbeitsschritte stellt sich dieser Prozess besonders fehleranfällig dar. Bei geschlossenen Klebfugegeometrien (z. B. Muffenklebungen) ergibt sich außerdem das Risiko der Verdrängung des Klebstoffs aus der Klebfuge beim Zusammenführen und Ausrichten der Füge Teile [11, 49].

Demgegenüber beschreibt das Injektionskleben einen Klebstoffapplikationsprozess, bei dem das Dosieren, Mischen und Verteilen des Klebstoffs zeitgleich stattfinden. Die Klebstoffdosierung erfolgt druck-/zeitgesteuert oder mit Hilfe optischer Überwachung. Die Vermischung wird über eine statische Mischdüse realisiert, die den Klebstoff punktuell oder linienförmig in die Klebfuge einbringt und berührungslos zwischen den bereits ausgerichteten Füge teilen verteilt [16, 50].

2.1.4 Festigkeitsauslegung

Die Festigkeitsauslegung von Klebeverbindungen umfasst die rechnerische Ermittlung der Werkstoffbeanspruchung sowie die anschließende Beurteilung der resultierenden Verbindungsfestigkeit. Dies erfolgt auf Grundlage von Tabellenwerten oder unter Berücksichtigung von geeigneten Versagenshypothesen.

2.1.4.1 Festigkeitsrechnung von Klebeverbindungen

Zur Ermittlung der Werkstoffbeanspruchung können der Nennspannungs- und der Kerbspannungsansatz abgegrenzt werden. Während der Nennspannungsansatz lediglich die Nennbeanspruchung der Klebstoffschicht betrachtet, berücksichtigt der Kerbspannungsansatz den lokalen Beanspruchungszustand innerhalb des Klebstoffs und der Füge Teile.

Nennspannungsansatz. Im Rahmen des Nennspannungsansatzes wird die Klebstoffnennbeanspruchung ermittelt, indem die Lastkomponenten parallel und orthogonal zur Fügefläche auf den Flächeninhalt der Fügefläche (Klebläche) bezogen werden. Zur Beurteilung der Verbindungsfestigkeit wird die Klebstoffnennbeanspruchung anschließend mit Tabellenwerten bezüglich der Kopfzugfestigkeit nach DIN EN 15870:2009-08 [40], der Zugscherfestigkeit nach DIN EN 1465:2009-07 [39] oder der Ermüdungsfestigkeit nach DIN EN ISO 9664:1995-08 [51] abgeglichen. Diese Tabellenwerte beschreiben die

Verbindungsfestigkeit von normierten Klebeverbindungen mit definierter Füge- und Klebfugegeometrie unter einachsiger Belastung. In Abhängigkeit der konstruktiven Ausgestaltung von Klebeverbindungen in technischen Anwendungen ergeben sich jedoch meist deutlich abweichende und inhomogene Beanspruchungszustände, die durch den Nennspannungsansatz vernachlässigt werden.

Kerbspannungsansatz. Demgegenüber wird im Rahmen des Kerbspannungsansatzes der lokale Beanspruchungszustand in den Füge- und Klebschichten, dem Klebstoff und der Grenzschicht berücksichtigt und durch entsprechende Versagenshypothesen beurteilt. Bei einfachen Problemstellungen erfolgt dies auf Grundlage analytischer Berechnungsverfahren [11, 12, 52]. Wenn die Klebeverbindung jedoch komplexe Geometrien und nichtlineare oder anisotrope Steifigkeitseigenschaften beschreibt, wird die Werkstoffbeanspruchung durch numerische Berechnungsverfahren wie die Finite-Elemente-Methode (FEM) ermittelt (Kapitel 2.1.6).

Spannungszustand. Die mathematische Beschreibung eines dreidimensionalen Beanspruchungszustands erfolgt durch einen symmetrischen Spannungstensor mit neun Einträgen. Die sechs unabhängigen Komponenten des Tensors weisen die Normalspannung σ in drei beliebige orthogonale Raumrichtungen sowie die Schubspannung τ in den zugeordneten Ebenen aus. Mittels Koordinatentransformation kann der Spannungstensor in ein Hauptachsensystem überführt werden, in dem die Schubspannungen verschwinden. In den sogenannten Hauptebenen wirken demnach lediglich Normalspannungen, die als Hauptspannungen bezeichnet werden. Auf Grundlage dieser Formulierung kann der dreidimensionale Beanspruchungszustand durch Mohrsche Kreise visualisiert werden [53]. Hierzu werden die Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 ($\sigma_3 < \sigma_2 < \sigma_1$) auf der horizontalen σ -Achse eines $\sigma\tau$ -Diagramms aufgetragen und aus den Punkten drei Mohrsche Kreise konstruiert. Die Umfangspunkte des ersten Mohrschen Kreises bilden σ_1 und σ_3 . Die beiden kleineren, innenliegenden Kreise verbinden σ_3 und σ_2 (zweiter Mohrscher Kreis) sowie σ_2 und σ_1 (dritter Mohrscher Kreis). Auf der τ -Achse können die maximalen Schubspannungen abgelesen werden, die jeweils unter 45° zu den entsprechenden Hauptebenen auftreten. Für $\sigma_1 > 0$ charakterisiert die erste Hauptspannung σ_1 die maximale Zugbeanspruchung des dreidimensionalen Spannungszustands, während der Kreisradius des ersten Mohrschen Kreises die maximale Schubbeanspruchung τ_{13} ausweist.

2.1.4.2 Versagenshypothesen für Klebeverbindungen

Da die Reaktionskräfte entlang des Lastpfads auf unterschiedlichen Wirkprinzipien beruhen, muss die ermittelte Werkstoffbeanspruchung anhand verschiedener Versagenshypothesen

bewertet werden. Diese berücksichtigen unterschiedliche Versagensmodi und -mechanismen, die in Abhängigkeit der beteiligten Werkstoffe auftreten können. Bei den Hauptversagensmodi der Klebeverbindung handelt es sich um adhäsives Grenzschichtversagen sowie kohäsives Fügeiteil- oder Klebstoffversagen (**Abbildung 2-1**).

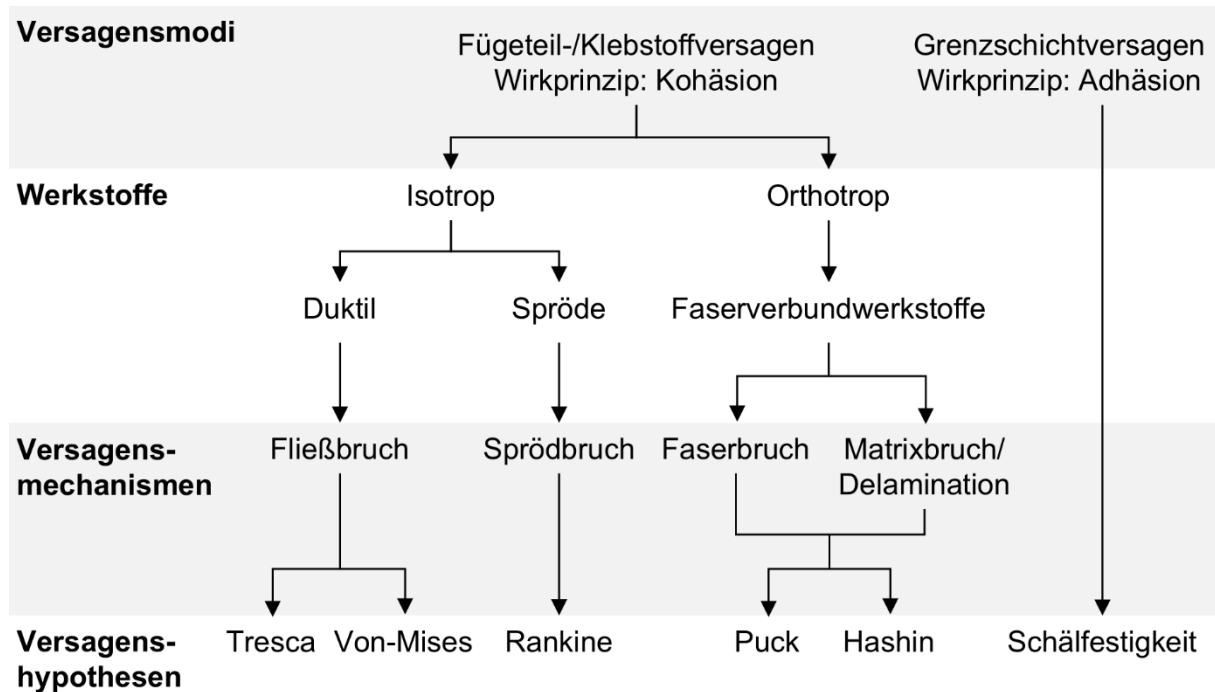


Abbildung 2-1 Zusammenhang zwischen den Versagensmodi der Klebeverbindung und geeigneten Versagenshypothesen zur Beurteilung des Beanspruchungszustands

Fügeiteil-/Klebstoffversagen. Zur Bemessung der Kohäsionsfestigkeit von Fügeiteilen und Klebstoff unter mehrachsiger Beanspruchung eignen sich spannungsbasierte Versagenshypothesen, die einen beliebigen Spannungszustand in eine äquivalente Vergleichsspannung überführen. Diese wird im Rahmen der statischen Festigkeitsauslegung werkstoffspezifischen Materialkennwerten wie Streckgrenze oder Zugfestigkeit gegenübergestellt. Im Rahmen der Betriebsfestigkeit wird die Vergleichsspannung zur Schädigungsrechnung auf Grundlage eines Wöhler-Diagramms herangezogen, um die Lebensdauer der Verbindung unter zyklischer Beanspruchung zu ermitteln [54].

Die Wahl der Versagenshypothese erfolgt unter Berücksichtigung des dominanten Versagensmechanismus, dessen Ausprägung maßgeblich von den Werkstoffeigenschaften bestimmt wird. Hierbei sind sowohl die Zähigkeit wie auch die Isotropie der Werkstoffe entscheidend.

Duktile Werkstoffe. Der primäre Versagensmechanismus duktiler Werkstoffe stellt der Fließbruch parallel zur Ebene der maximalen Schubbeanspruchung dar. Daher werden hier

schubspannungsbasierte Vergleichsspannungen nach Tresca (Schubspannungshypothese nach Gleichung (2-1)) oder von Mises (Gestaltänderungshypothese nach Gleichung (2-2)) angesetzt, die Versagen in Folge von kritischer Formänderung beschreiben.

$$\sigma_{v,Tresca} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (2-1)$$

$$\sigma_{v,Mises} = \sqrt{0,5[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (2-2)$$

Die Gestaltänderungshypothese wird bevorzugt für metallische Werkstoffe wie Baustahl (z. B. S355) oder Aluminiumlegierungen (z. B. AlSi10Mg) sowie für thermoplastische Kunststoffe (z. B. PA12) angewendet, die eine sehr gleichmäßige Verzerrung erfahren. Bei amorphen, zähmodifizierten Strukturklebstoffen gründen die Zähigkeitsmechanismen häufig auf lokaler Scherverformung und Kavitation. Die kritische Beanspruchung wird hier bevorzugt nach der Schubspannungshypothese bemessen [11].

Spröde Werkstoffe. Demgegenüber wird für spröde Werkstoffe meist die Rankine-Vergleichsspannung $\sigma_{v,Rankine}$ nach der Hauptnormalspannungshypothese herangezogen. Diese formuliert Versagen durch Sprödbbruch orthogonal zur größten Normalspannung. Typische Beispiele für spröde Fügeartikelwerkstoffe sind Keramiken wie Siliciumcarbid (SiC) oder Aluminiumtrioxid (Al₂O₃). Auch unmodifizierte Strukturklebstoffe auf Epoxidharz-, Polyurethan oder Cyanoacrylatbasis verhalten sich ausgesprochen spröde [11].

Orthotrope Werkstoffe. Da isotrope Werkstoffe in alle Raumrichtungen identische Festigkeitseigenschaften aufweisen, kann ihre Kohäsionsfähigkeit anhand einer einzigen Vergleichsspannung bemessen werden. Demgegenüber weisen orthotrope Werkstoffe richtungsgebundene Festigkeitseigenschaften auf. Dadurch können sich in Abhängigkeit des Beanspruchungszustands unterschiedliche Versagensmechanismen einstellen, die durch mehrere Vergleichsspannungen oder komplexere Versagenshypothesen berücksichtigt werden müssen [55]. Bei den Hauptversagensmechanismen in Faserverbundwerkstoffen, wie kohlefaserverstärktem Kunststoff (CFK) oder Aluminium (C/Al-MMC), handelt es sich um den Faser- und den Matrixbruch. Bei laminierten Faserverbundfügeteilen führt der lokale Matrixbruch meist zu globalem Versagen durch Delamination. Versagenshypothesen nach Puck oder Hashin berücksichtigen diese unterschiedlichen Versagensmechanismen sowie deren Wechselwirkung und formulieren auf Grundlage unterschiedlicher Vergleichsspannungen einen Schadensindex, der es ermöglicht, die Tragfähigkeit des Faserverbundwerkstoffs unter mehrachsiger Beanspruchung zu beurteilen.

Grenzschichtversagen. Die Tragfähigkeit der Interphase beruht auf Adhäsionserscheinungen zwischen Klebstoff und Füge­teil. Da diese auf sehr kleinen Größenskalen in Erscheinung treten ($< 1 \text{ nm}$ [11]), stellt die experimentelle Charakterisierung der strukturmechanischen Eigenschaften eine große technische Herausforderung dar [56, 57]. Aufgrund der Vielzahl chemischer, physikalischer und thermodynamischer Einflussfaktoren ist die Definition einer aussagekräftigen Vergleichsspannung kaum möglich. Phänomenologische Untersuchungen legen jedoch nahe, dass eine hohe Zugspannung senkrecht zur Klebfläche (Schälspannung) das Grenzschichtversagen fördert. Für eine maximale Verbindungs­festigkeit sollte der Lastabtrag daher ausschließlich durch Schubbeanspruchung erfolgen [28, 58, 59].

2.1.5 Konstruktive Gestaltung von Klebeverbindungen

Da der Beanspruchungszustand innerhalb der Verbindung maßgeblich durch die Füge­teil- und Klebfugengeometrie bestimmt wird [12], ist die konstruktive Gestalt der Klebe­verbindung entscheidend für die Verbindungs­festigkeit. Durch entsprechende Auslegung kann die Klebfläche maximiert und dadurch die Nennbeanspruchung reduziert werden. Zur Vermeidung von lokalen Spannungsüberhöhungen und Schälbeanspruchung müssen zusätzlich die Struktursteifigkeit und die Belastungsrichtung Berücksichtigung finden.

Prinzipiell kann in überlappte Klebungen und Stumpfklebungen unterschieden werden. Während sich die Füge­flächen der Füge­teile in der Überlappklebung in Kraftrichtung überlappen, sind die Füge­flächen der Stumpfklebung orthogonal zur Kraftrichtung orientiert. Die konstruktive Umsetzung der Überlappklebung bedingt somit eine anforderungsgerechte Bauteilüberlappung und wird im Kontext der Hybridfertigung zur Verbindung additiv gefertigter Einzelbauteile mit Halbzeugen bevorzugt. Da sich die Abmessungen und die Masse der Einzelbauteile entsprechend der Überlappungslänge erhöhen, erweist sich die Überlappklebung zur Verbindung mehrerer additiv gefertigter Einzelbauteile oftmals als unpraktikabel. Hier wird die Stumpfklebung bevorzugt, da so minimale Abmessungen der Einzelbauteile erreicht und dadurch ein hohes Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung erschlossen werden kann.

Überlappklebung. Bei einfach- und doppeltüberlappten Klebeverbindungen sind die Füge­teile so angeordnet, dass sich die Füge­flächen parallel zur Belastungsrichtung überlappen. Die nominale Klebfläche $A_{Kleb,nom}$ ergibt sich entsprechend Gleichung (2-3) aus der Überlappungslänge $L_{\ddot{u}}$ (Längsmaß der Klebfuge in Belastungsrichtung) und der Breite B (Quermaß der Klebfuge orthogonal zur Belastungsrichtung).

$$A_{Kleb,nom} = L_{\ddot{u}}B \quad (2-3)$$

Bei freier Wahl der Überlappungslänge kann die Klebfläche theoretisch beliebig groß gewählt werden. Zudem erfährt der Klebstoff aufgrund der vorteilhaften Fügeflächenorientierung mehrheitlich Schubbeanspruchung. Dies gilt insbesondere für doppeltüberlappte Verbindungen, bei denen der Lastabtrag durch zwei planparallele Klebflächen ($A_{Kleb,nom} = A_{Kleb,nom,1} + A_{Kleb,nom,2}$) symmetrisch zur Belastungsrichtung erfolgt. Die Nennschubbeanspruchung τ_{Nenn} für eine Betriebskraft F berechnet sich entsprechend Gleichung (2-4).

$$\tau_{Nenn} = F/A_{Kleb,nom} \quad (2-4)$$

Bei einfachüberlappten Klebeverbindungen führt der exzentrische Kraftfluss zu einem Biegemoment orthogonal zur Überlappungsrichtung und parallel zur Klebfläche, welches in Abhängigkeit der Struktursteifigkeit zu ausgeprägten Schäl- und Schubspannungskonzentrationen an den Fügeiteilenden führt (Aufbiegeeffekt) [59, 60]. Zusätzlich kommt es aufgrund der Fügeiteilelastizität zu einer inhomogenen Verzerrung in Belastungsrichtung, wodurch die Schubspannungskonzentrationen an den Fügeiteilenden weiter ansteigen (Scherverzug) [55]. **Abbildung 2-2** stellt die qualitative Klebstoffbeanspruchung einer einfachüberlappten Klebeverbindung mittig der Überlappungslänge sowie an den Überlappungsenden für eine Nennschubbeanspruchung von $\tau_{Nenn} = 50$ MPa dar.

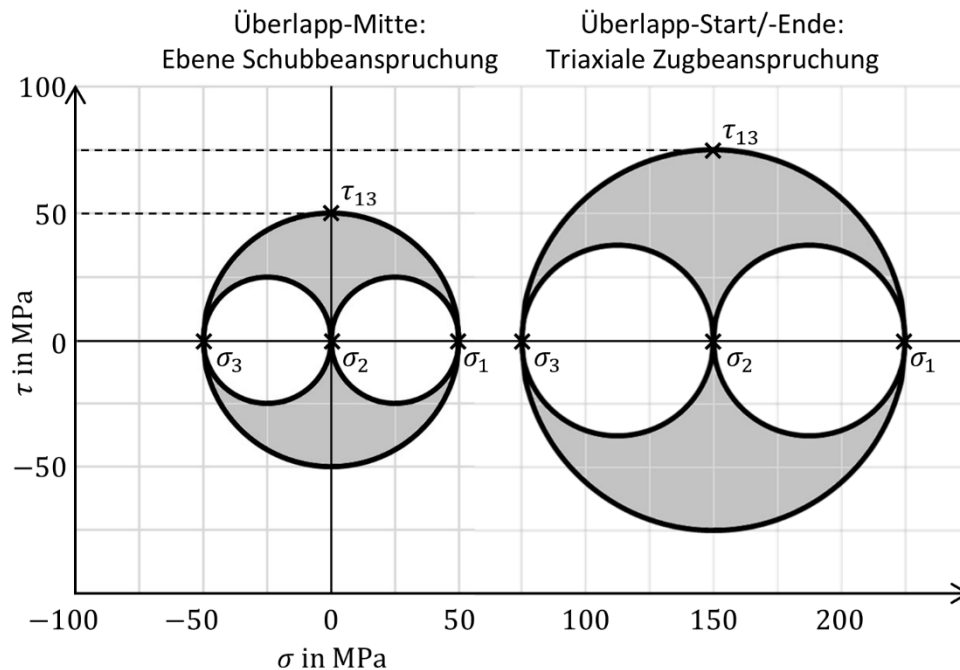


Abbildung 2-2 Qualitative Darstellung der Klebstoffbeanspruchung einer einfachüberlappten Klebeverbindung mit symmetrischen Fügeiteilen nach DIN EN 1465:2009-7 [39] bei $\tau_{Nenn} = 50$ MPa durch Mohrsche Spannungskreise in Anlehnung an [60]

Wie anhand der linken Mohrschen Spannungskreise ersichtlich wird, stellt sich mittig der Überlappungslänge ein ebener Schubbeanspruchungszustand ein. Da der Inklinationswinkel zwischen der ersten Hauptspannungsrichtung und der Klebfläche näherungsweise 45° beträgt, kann der Lastabtrag durch Schubbeanspruchung anhand von τ_{13} und der Lastabtrag durch Schälbeanspruchung anhand von $(\sigma_1 + \sigma_3)/\sqrt{2}$ bemessen werden. Mit $\sigma_1 = -\sigma_3$ erfolgt der Lastabtrag mittig der Überlappungslänge ausschließlich durch Schubbeanspruchung. Demgegenüber weist der triaxiale Zugbeanspruchungszustand an den Fügeiteilenden eine überhöhte maximale Schub (τ_{13})- und Zug (σ_1)-Beanspruchung aus. Da auch der Inklinationswinkel zwischen der ersten Hauptspannungsrichtung und der Klebfläche ansteigt [60], erhöht sich der Lastabtrag durch Schälbeanspruchung an den Fügeiteilenden überproportional.

Wie anhand der Ausführungen in Kapitel 2.1.4 deutlich wurde, wird die Verbindungsfestigkeit durch die maximalen Spannungsüberhöhungen bestimmt. Während eine hohe Schälbeanspruchung zu Grenzschichtversagen führt, wird durch eine unzulässige Schubbeanspruchung Kohäsionsversagen in duktilen Fügeiteilwerkstoffen und Klebstoffen initiiert.

Konstruktive Maßnahmen zur Verringerung der Spannungsüberhöhungen stellen das Anfasen oder Abrunden der Fügeiteilenden dar [58, 59]. Bei zentrischer Krafteinleitung zeigen sich diese Maßnahmen wirkungsvoll zur Reduktion des Scherverzugs und damit auch zur Homogenisierung der Klebstoffbeanspruchung. Bei exzentrischer Krafteinleitung sind die Spannungsüberhöhungen mehrheitlich auf den Aufbiegeeffekt zurückzuführen. Zur Homogenisierung der Klebstoffbeanspruchung werden daher weiterführende Maßnahmen erforderlich, die auf eine ganzheitliche Optimierung der Struktursteifigkeit abzielen (Kapitel 1.3.2 und Kapitel 4).

Stumpfklebung. Bei Stumpfklebungen stehen sich die Fügeflächen der Fügeiteile orthogonal zur Belastungsrichtung gegenüber. Die nominale Klebfläche entspricht dem Flächeninhalt des Fügeiteilquerschnitts in der Trennebene der Fügeiteile ($A_{Kleb,nom} = A_{Trenn}$). Die Nennnormalbeanspruchung σ_{Nenn} für eine Betriebskraft F berechnet sich entsprechend Gleichung (2-5).

$$\sigma_{Nenn} = F/A_{Kleb,nom} \quad (2-5)$$

Da die Klebfläche orthogonal zur Belastungsrichtung beansprucht wird, erfolgt der Lastabtrag mehrheitlich durch Schälbeanspruchung. Aufgrund der geringen Klebfläche und der

unvorteilhaften Fügeflächenorientierung weist die Stumpfklebung eine vergleichsweise geringe Verbindungsfestigkeit auf.

Um die Verbindungsfestigkeit der Stumpfklebung zu steigern, können die Fügeflächen der Fügeile im Sinne einer eindimensionalen (1D) Schäftung abgeschrägt werden [55]. Je größer der Schäftungswinkel α gewählt wird, desto größer wird die nominale Klebfläche (Gleichung (2-6)).

$$A_{Kleb,nom} = A_{Trenn} / \cos(\alpha) \quad (2-6)$$

Neben der vergrößerten Klebfläche ergibt sich auch durch die Umorientierung der Fügeflächen ein Mehrwert hinsichtlich klebgerechter Beanspruchung. Mit ansteigendem Schäftungswinkel verringert sich der Neigungswinkel zwischen den Fügeflächen und der Belastungsrichtung, sodass der Lastabtrag in Richtung Schubbeanspruchung verlagert wird. Die Nennnormal- und Nenschubbeanspruchung in geschäfteten Klebeverbindungen ergeben sich nach Gleichung (2-7) und (2-8).

$$\sigma_{Nenn,\alpha} = \sigma_{Nenn} \cos^2(\alpha) \quad (2-7)$$

$$\tau_{Nenn,\alpha} = \sigma_{Nenn} \sin(2\alpha) / 2 \quad (2-8)$$

Den größten Nachteil geschäfteter Klebeverbindungen stellt das zur Realisierung erforderlich Fügeilevolumen dar. Je größer der Schäftungswinkel gewählt wird, desto größer ist auch die Aufbauhöhe z der geschäfteten Fügeflächen. Da sich die Abmessungen der Einzelbauteile entsprechend der Aufbauhöhe vergrößern, wird das Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung eingeschränkt. Um die Aufbauhöhe bei identischer Nennbeanspruchung zu reduzieren, können die Fügeflächen der Fügeile im Sinne einer zweidimensionalen (2D) Schäftung in zwei Richtungen (symmetrisch zur Belastungsrichtung) abgeschrägt werden [61] (**Abbildung 2-3**).

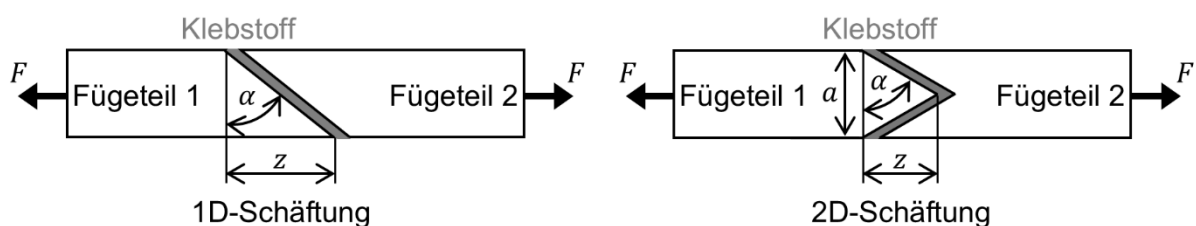


Abbildung 2-3 Charakteristische Abmessungen 1D- und 2D-geschäfteter Klebeverbindungen [62]

Bei der 2D-Schäftung beschreiben die Fügeflächen der Fügeile ein gleichseitiges Keilprofil mit der Grundkantenlänge a . Für jedes zusätzliche Keilprofil, das in die Fügeflächen

eingbracht wird, halbiert sich sowohl die Grundkantenlänge a als auch die Aufbauhöhe z (Kronenfuge [63]).

Klebfugenhöhe. Die Klebfugenhöhe stellt einen weiteren maßgeblichen Einflussfaktor auf die Verbindungsfestigkeit von Klebeverbindungen dar. Insbesondere bei zähmodifizierten Strukturklebstoffen kann eine Unterdimensionierung aufgrund der erhöhten Struktursteifigkeit zu Spannungsüberhöhungen und Klebstoffapplikationsfehlern führen (Kapitel 2.1.3). Bei Überlappklebungen kann auch eine Überdimensionierung der Klebfugenhöhe Spannungsüberhöhungen induzieren, da der Aufbiegeeffekt verstärkt wird.

Für zähmodifizierte 2K-Strukturklebstoffe auf Epoxidharzbasis (z. B. Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland) werden ideale Festigkeiten für Klebfugenhöhen zwischen 0,05 und 0,15 mm erzielt [11, 64]. Im Gegensatz dazu erfordern zähere Polyurethanklebstoffe größere Klebfugenhöhen (0,20 bis 1,0 mm), während bei spröden 1K-Cyanoacrylatklebstoffen sehr geringe Klebfugenhöhen (bis 0,05 mm) angestrebt werden.

2.1.6 Festigkeitsrechnung von Klebeverbindungen mittels FEM

Insbesondere dann, wenn die Füge­teile komplexe Geometrien und die beteiligten Werkstoffe ein nichtlineares oder anisotropes Spannungs-Dehnungs-Verhalten beschreiben, stellt die FEM ein unverzichtbares Werkzeug zur numerischen Analyse der Beanspruchung in geklebten Strukturen dar [11, 30, 65]. Zur Durchführung mechanischer Finite-Elemente-Analysen (FEA) steht eine Vielzahl kommerziell erwerblicher FE-Softwarelösungen zur Verfügung. Sie unterscheiden sich in der Bedienoberfläche sowie den implementierten Gleichungslösern (engl. *Solver*), Elementtypen und Materialmodellen. Typische Beispiele mit hoher industrieller Relevanz sind Abaqus (Dassault Systèmes, Vélizy-Villacoublay, Frankreich), Mechanical (Ansys, Canonsburg, PA, USA) oder HyperWorks (Altair Engineering, Troy, MI, USA).

2.1.6.1 Funktionsweise der FEM in der Elastostatik

Im Rahmen der FEM wird die Geometrie der zu untersuchenden Struktur durch ein vereinfachtes CAD (engl. *Computer Aided Design*)-Modell wiedergeben und in eine Vielzahl finiter Elemente überführt. Die Elemente sind über gemeinsame Stützstellen (Knotenpunkte) an ihren Rändern verbunden und definieren in ihrer Gesamtheit ein diskretes Rechenetz. Die finite Grundgleichung der Elastostatik (Gleichung (2-9)) setzt die Knotenverschiebungen \mathbf{u} (globaler Verschiebungsvektor), die Struktursteifigkeit \mathbf{K} (globale Steifigkeitsmatrix) und die Knotenkräfte \mathbf{f} (globaler Kraftvektor) durch ein algebraisches Gleichungssystem ins Verhältnis.

$$Ku = f \quad (2-9)$$

Zur Entwicklung und Lösung der finiten Grundgleichung sind folgende Beziehungen entscheidend:

- **Gleichgewichtsbeziehung**
System partieller Differenzialgleichungen, das sich aus der Forderung des Gleichgewichts zwischen äußerer Last und innerer Beanspruchung ergibt
- **Kinematische Beziehungen**
Zusammenhang zwischen Knotenverschiebung und Elementverzerrung
- **Stoffgesetze**
Zusammenhang zwischen Elementverzerrung und -beanspruchung
- **Randbedingungen**
Vorgeschriebene Knotenverschiebungen (Dirichlet) oder Knotenkräfte (Neumann)

Die Grundlage zur numerischen Lösung der finiten Grundgleichung stellt die schwache Formulierung der Gleichgewichtsbeziehung dar, die aus dem Prinzip der virtuellen Arbeit abgeleitet wird. Durch Einsetzen der kinematischen Beziehungen und des Stoffgesetzes folgt die Variationsgleichung, die einen exakten Zusammenhang zwischen der äußeren Belastung und der Strukturverformung beschreibt. An dieser Stelle setzt die Näherung der FEM ein, indem durch Ansatzfunktionen ein linearer oder polynomischer Zusammenhang zwischen der kontinuierlichen Strukturverformung und den diskreten Verschiebungen einer finiten Anzahl an Knotenpunkten angenommen wird. Darauf aufbauend kann für jedes Element ein algebraischer Zusammenhang zwischen den lokalen Knotenverschiebungen $\mathbf{u}_{\text{lokal}}$ (lokaler Verschiebungsvektor), den Knotenkräften $\mathbf{f}_{\text{lokal}}$ (lokaler Kraftvektor) und einer symmetrischen Elementsteifigkeitsmatrix $\mathbf{K}_{\text{lokal}}$ aufgestellt werden (z. B. Galerkin-Methode). Unter Berücksichtigung des Superpositionsprinzips werden die Elementsteifigkeiten zur globalen Steifigkeitsmatrix \mathbf{K} der finiten Grundgleichung zusammengeführt und das algebraische Gleichungssystem nach Gleichung (2-9) unter Berücksichtigung der Randbedingungen durch einen impliziten Gleichungslöser numerisch gelöst. Die Randbedingungen werden unmittelbar im globalen Verschiebungsvektor der Knotenverschiebungen \mathbf{u} (Dirichlet) und im globalen Kraftvektor der Knotenkräfte \mathbf{f} (Neumann) berücksichtigt. Für ein lösbares Gleichungssystem müssen die Randbedingungen derart gewählt werden, dass das System mindestens statisch bestimmt ist. Zudem dürfen an einem einzelnen Knotenfreiheitsgrad niemals gleichzeitig Dirichlet- und Neumann-Randbedingung vorgesehen werden. [66, 67]

Bei linearen Problemstellungen beschreiben die kinematischen Beziehungen und die Stoffgesetze lineare Zusammenhänge, weshalb das Gleichungssystem direkt gelöst werden

kann. Bei großen Verformungen (geometrische Nichtlinearität) oder Materialnichtlinearität beschreiben die kinematischen Beziehungen oder Stoffgesetze nichtlineare Zusammenhänge. Da die Systemsteifigkeit in diesem Fall von den unbekanntem Verschiebungen abhängt, muss die finite Grundgleichung als Residuengleichung formuliert und das Gleichungssystem mit einem iterativen Gleichungslöser berechnet werden. Hierbei wird die Last inkrementell gesteigert und die Systemsteifigkeit zwischen den Recheniterationen aktualisiert, indem die Gleichgewichtsbeziehungen wiederholt anhand des verformten Systems formuliert werden. Die Analyse konvergiert, wenn das Residuum einen definierten Grenzwert unterschreitet. Damit ist der globale Verschiebungsvektor der Knotenverschiebungen bekannt und es kann mittels der kinematischen Beziehungen auf die Elementverzerrung und über die Stoffgesetze auf die Spannung geschlossen werden.

Recheneffizienz. Der Genauigkeit der Ergebnisse sowie der Rechenaufwand korrelieren mit den Freiheitsgraden des Rechnernetzes. Diese ergeben sich in Abhängigkeit des gewählten Elementtyps, der Elementordnung (Polynomgrad der Ansatzfunktionen) und der Elementanzahl (Netzauflösung) als Summe der Knotenfreiheitsgrade.

Für eine geringe Elementanzahl mit höherwertigem Polynomgrad kann ein guter Kompromiss aus Rechenzeit und -genauigkeit erreicht werden (p-Version). Bei nichtlinearen Problemstellungen können hohe Polynomgrade jedoch zu einer schlecht konditionierten Steifigkeitsmatrix führen, was sich bei iterativen Lösungsverfahren negativ auf das Konvergenzverhalten auswirkt. Daher wird zur Berechnung nichtlinearer Problemstellungen bevorzugt die Elementanzahl erhöht und das Elementverhalten durch Ansatzfunktionen erster oder zweiter Ordnung approximiert (h-Version).

Da die Ergebnisgenauigkeit als Funktion der Elementanzahl monoton gegen das exakte Ergebnis konvergiert, ist es möglich, die Netzauflösung mit einem einheitlichen Teiler zu verfeinern und im Rahmen einer Konvergenzstudie die konvergierende Funktion zu ermitteln. Anhand dieser kann die Eignung des Rechnernetzes zur Auflösung der Spannungsgradienten bewertet werden. Alternativ zu einer Konvergenzstudie kann die Netzauflösung auch unmittelbar anhand der Spannungsgradienten zwischen benachbarten Elementen bewertet werden (Zienkiewicz-Zhu-Fehlerschätzer [68]). Wird der Spannungsgradient auf den arithmetischen Mittelwert (MW) der Absolutspannungen bezogen, sollte ein Grenzwert von 10 % nicht verletzt werden [69].

Unter Ausnutzung geometrischer Symmetrien lassen sich die Anzahl der Freiheitsgrade und der Rechenaufwand reduzieren, ohne die Ergebnisgenauigkeit zu beeinträchtigen. Dabei bildet das

Rechenetz lediglich ein symmetrisches Teilmodell der Struktur ab. Um das Verhalten der vollständigen Struktur physikalisch korrekt durch das Teilmodell wiederzugeben, müssen geeignete Dirichlet-Randbedingungen an den Knotenpunkten der Symmetrieflächen vorgesehen werden.

Elementtypen. Typische Elementtypen für elastostatische Analysen sind Stab-, Balken-, Scheiben-, Platten-, Schalen- und Volumenelemente. Die Auswahl des Elementtyps basiert auf der Geometrie der Struktur und den dominanten Beanspruchungszuständen. [66, 67]

1D-Elemente. Stabelemente stellen den einfachsten Elementtyp dar. Sie werden vor allem zur Diskretisierung von Strukturen verwendet, die primär axialen Zug- oder Druckbelastungen ausgesetzt sind. Im dreidimensionalen Raum weisen die zwei Knotenpunkte an den Stabenden drei translatorische Freiheitsgrade auf. Balkenelemente sind komplexer und können im Gegensatz zu Stabelementen zusätzlich Biegemomente, Querkräfte und Torsionsmomente übertragen. Im dreidimensionalen Raum weisen die zwei Elementknoten drei translatorische und drei rotatorische Freiheitsgrade auf.

2D-Elemente. Zweidimensionale Scheibenelemente sind mit zwei translatorischen Freiheitsgraden pro Eckknoten primär für dünne, ebene Strukturen konzipiert, die in ihrer Mittelebene belastet werden (ebener Spannungszustand). Demgegenüber können Plattenelemente mit einem translatorischen und zwei rotatorischen Freiheitsgraden ausschließlich Belastungen senkrecht zur Mittelebene erfassen. Schalenelemente vereinen die Eigenschaften von Scheiben- und Plattenelementen und können mit drei translatorischen und drei rotatorischen Freiheitsgraden pro Elementknoten sowohl Normal- als auch Momentenbeanspruchung in dünnwandigen, gekrümmten Strukturen abbilden.

3D-Elemente. Wenn die Spannungen in Dickenrichtung nicht vernachlässigt werden können, ist die Struktur durch Volumenelemente zu diskretisieren. Indem das Volumenelement alle drei Raumrichtungen explizit darstellt, ist es in der Lage, komplexe dreidimensionale Beanspruchungszustände abzubilden. Da es sich hierzu auf eine höhere Anzahl an Elementknoten mit je drei translatorischen Freiheitsgraden stützt, steigt der Rechenaufwand.

Elementformen. Zwei- und dreidimensionale Elementtypen können durch unterschiedliche geometrische Formen ausgebildet werden, die sich hinsichtlich ihres Konvergenzverhaltens und der Abbildungsgenauigkeit unterscheiden. Im zweidimensionalen Raum handelt es sich typischerweise um Dreieck- oder Rechteckelemente, während im dreidimensionalen Raum Tetraeder-, Hexaeder- oder Pentaederelemente unterschieden werden. Dreieck- und

Tetraederelemente bieten eine höhere Flexibilität bei der Vernetzung komplexer Geometrien. Demgegenüber wird mit Rechteck- und Hexaederelementen bei identischer Knotendichte eine höhere Rechengenauigkeit erzielt. Pentaederelemente dienen meist als Übergangselemente zwischen Tetraeder- und Hexaederelementen im Rahmen einer Hybridvernetzung. Das abweichende Verhalten der unterschiedlichen Elementformen ist darauf zurückzuführen, dass durch eine höhere Anzahl an Elementknoten und geometrische Konfigurationen mit parallelen Elementkanten eine reichere und genauere Abbildung an Verformungsmodi ermöglicht wird.

Zusätzliche Einschränkungen bezüglich der Abbildungsgenauigkeit gelten für Elemente, die von ihrer gleichseitigen Idealform abweichen. Im Extremfall kann der Zusammenhang zwischen Strukturverformung und Knotenverschiebung lediglich unzureichend durch Ansatzfunktionen mit linearem oder quadratischem Polynomgrad erfasst werden. Zur Beurteilung der Elementqualität sollten daher geometrische Kriterien, wie die Spitzwinkligkeit, die Überkrümmung sowie das Diagonalen- und Seitenverhältnis, vor dem Rechenlauf überprüft werden [70, 71].

Materialmodell. Einen weiteren entscheidenden Faktor für die Genauigkeit der Berechnungsergebnisse stellt die Abbildungsgenauigkeit des Materialmodells dar, das durch geeignete Stoffgesetze die Spannungs-Dehnungs-Beziehung der Strukturwerkstoffe charakterisiert. Im Rahmen der Elastostatik können nichtlineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten aufgrund von Plastizität oder Hyperelastizität sowie orthotropes und anisotropes Werkstoffverhalten erfasst werden. Zur Berücksichtigung zeit- und ratenabhängiger Werkstoffphänomene sind Gleichungslöser mit Zeitintegrationsschemata zur Lösung der Bewegungsgleichung (Dynamik) erforderlich.

2.1.6.2 Modellierung von Klebeverbindungen

Anhand der bisherigen Ausführungen wurde deutlich, dass die geeignete Modellbildung als Grundvoraussetzung für Festigkeitsbetrachtungen auf Grundlage der FEM angesehen werden kann. Maßgebliche Einflussfaktoren bei der Modellierung von Klebeverbindungen stellen die realitätsnahe Abbildung der Fügeteil- und Klebstoffgeometrie (strukturelle Modellierung) sowie die anforderungsgerechte Modellierung des Werkstoffverhaltens (Materialmodellierung) dar.

Strukturelle Modellierung. Zur Analyse der Klebstoffbeanspruchung müssen der Klebstoff sowie die Fügeteile explizit durch das CAD-Modell der Klebeverbindung abgebildet und durch geeignete Elementtypen diskretisiert werden. Die Gesamtheit der Elemente, die den Klebstoff oder die einzelnen Fügeteile abbilden, wird jeweils zu FE-Komponenten zusammengefasst. Das

Materialverhalten jeder FE-Komponente wird dann durch spezifische Stoffgesetze (Materialmodelle) beschrieben. In den Grenzflächen zwischen Klebstoff und Füge teilen sich die FE-Komponenten gemeinsame Knotenpunkte und nutzen identische Ansatzfunktionen. Dadurch wird ein ideal-adhäsiver Kontakt angenommen, der keine Relativverschiebung oder Entkopplung zwischen Klebstoff und Füge teil zulässt. Eine sinnvolle Erweiterung dieses kontinuumsmechanischen Modellierungsansatzes ist durch die Kohäsivzonenmodellierung gegeben [72, 73]. Diese ermöglicht die explizite Abbildung der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Füge teil, indem flache Kohäsivzonenelemente zwischen die entsprechenden FE-Komponenten eingeführt werden. Auf diese Weise kann die Trennung der Füge teile über ein Trenngesetz erfasst und die Degradation der Grenzschicht anhand spezieller Schädigungsmodelle beurteilt werden [25]. Der wesentliche Vorteil der Kohäsivzonenmodellierung liegt in der höheren Abbildungsgenauigkeit bezüglich der Struktursteifigkeit und des Versagensverhaltens. Demgegenüber stehen jedoch ein hoher experimenteller Aufwand zur Charakterisierung und Parametrisierung von Trenngesetz und Schädigungsmodell sowie ein deutlich erhöhter Rechenaufwand.

Aufgrund der geringen Abmessungen der Klebfugenhöhe bedingt die beschriebene Vorgehensweise ein hochaufgelöstes Rechenetz, das für komplexe Füge teil- und Klebstoffgeometrien bevorzugt durch Volumenelemente beschrieben wird. Eine Ausnahme stellen laminierte Faserverbundfuge teile dar, deren Verhalten effizienter durch spezielle Schalenelemente (engl. *Solid-Shells*) abgebildet wird [74]. Im Rahmen der lagenbasierten Schalenmodellierung wird die Mittelebene des Faserverbundlaminats 2D-diskretisiert und den entsprechenden Elementen der Aufbau und die Orientierung der unidirektionalen (UD) Laminatschichten zugewiesen. Zusammen mit den orthotropen Materialkennwerten einer einzelnen UD-Laminatschicht können auch Spannungsgradienten in die Dickenrichtung des Laminats erfasst werden, die maßgeblich für das Versagen durch Delamination sind (siehe Kapitel 2.1.4).

Materialmodellierung. Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung von metallischen und faserverstärkten Füge teilen kann in den meisten Anwendungsfällen als linear-elastisch betrachtet und mathematisch durch das Hookesche Stoffgesetz beschrieben werden. Bezüglich isotroper Werkstoffe erfolgt die Parametrisierung des Gesetzes durch zwei unabhängige Variablen, bei denen es sich typischerweise um den Elastizitätsmodul E und die Querkontraktionszahl ν handelt.

Bei anisotropen Werkstoffen muss die Richtungsabhängigkeit der Spannungs-Dehnungs-Beziehung durch weitere Materialparameter berücksichtigt werden. Der einfachste Fall der Anisotropie wird durch transversal-isotrope Faserverbundwerkstoffe mit UD-Faserorientierung beschrieben. Da entlang der Faserorientierung eine Symmetrieachse vorliegt, kann das Materialverhalten durch fünf unabhängige Variablen beschrieben werden:

- E_{\parallel} : Elastizitätsmodul parallel zur Faserorientierung
- E_{\perp} : Elastizitätsmodul orthogonal zur Faserorientierung
- $\nu_{\parallel\perp}$: Querkontraktionszahl in Ebenen parallel zur Faserorientierung
- $G_{\parallel\perp}$: Schubmodul in Ebenen parallel zur Faserorientierung
- $G_{\perp\perp}$ oder $\nu_{\perp\perp}$: Schubmodul oder Querkontraktionszahl in Ebenen orthogonal zur Faser

Einen komplexeren Fall stellen die orthotropen Materialeigenschaften von PBF-LB/M-Fügeteilen dar. Aufgrund des schichtweisen Aufbaus in Baurichtung (Z -Achse) und der linearen Laserbahnführung in der Schichtebene (XY -Ebene) können sich richtungsabhängige Steifigkeitseigenschaften entlang drei orthogonaler Symmetrieebenen ausbilden (Kapitel 2.2.1), deren vollständige Charakterisierung theoretisch neun Materialparameter erfordert. Da die Anisotropie infolge des technischen Fortschritts in der Material- und Prozessentwicklung nur schwach ausgeprägt ist und durch nachträgliche Wärmebehandlung eine nahezu vollständige Homogenisierung der Mikrostruktur erreicht werden kann, wird das Materialverhalten im Rahmen der Festigkeitsauslegung häufig isotrop modelliert [75, 76].

Klebstoffe. Gegenüber den genannten Fügeteilwerkstoffen weisen zähmodifizierte Strukturklebstoffe auf Epoxid- oder Polyurethanbasis ein ausgeprägt nichtlineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten auf [31, 77], das typischerweise durch einen anfänglichen linear-elastischen und einen anschließenden nichtlinearen Bereich gekennzeichnet ist. Im linear-elastischen Bereich folgt die Spannungs-Dehnungs-Beziehung dem Hookeschen Stoffgesetz. Die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve entspricht dem Elastizitätsmodul E . Im nichtlinearen Bereich wird das mechanische Verhalten zähmodifizierter Klebstoffe maßgeblich von der Art des Härters und den eingesetzten Modifikatoren bestimmt. Gummielastische Modifikatoren wie Kautschuk fördern lokale Hyperelastizität, während thermoplastische Phasen plastisches Materialverhalten und eine ausgeprägte Duktilität hervorrufen. Der Streckpunkt kennzeichnet den Übergang von linear-elastischem zu plastischem Materialverhalten. Die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve nimmt im plastischen Bereich infolge von Fließvorgängen kontinuierlich ab. Zusätzlich kann lokale Kavitation zur Abflachung der Kurve beitragen.

Zur mathematischen Beschreibung dieses Materialverhaltens können idealplastische, bilineare, multilineare oder nichtlineare Modelltypen herangezogen werden. Beim idealplastischen Modell wird davon ausgegangen, dass die Beanspruchung nach Erreichen des Streckpunkts konstant bleibt. Somit verläuft die Spannungs-Dehnungs-Kurve im nichtlinearen Bereich horizontal. Demgegenüber beschreibt das bilineare Modell linear-plastische Verformung nach Erreichen des Streckpunkts. Die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurve im nichtlinearen Bereich entspricht einem konstanten Tangentenmodul. Bei dem multilinearen Modell wird die Spannungs-Dehnungs-Kurve durch mehrere Geradenabschnitte mit abweichenden Tangentenmoduli definiert. Nichtlineare Modelle, basierend auf Potenzgesetzen (Hollomon [78]) oder exponentiellen Ansätzen (Voce [79]), beschreiben die nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung mittels einer kontinuierlichen mathematischen Funktion.

Multilineare Ansätze verhalten sich gegenüber den nichtlinearen Ansätzen numerisch robuster und sind bei iterativen Lösungsverfahren effizienter zu berechnen. Gleichzeitig bieten sie eine deutlich höhere Abbildungsgenauigkeit als idealplastische oder bilineare Modelle. Weitere Vorteile liegen in der breiten Verfügbarkeit innerhalb kommerzieller FE-Software sowie der flexiblen Parametrisierung auf Grundlage experimentell ermittelter Spannungs-Dehnungs-Kurven.

Parametrisierung. Zur Parametrisierung linear-elastischer Modelltypen wird in vielen Anwendungsfällen auf Literaturkennwerte zurückgegriffen. Bei Strukturklebstoffen mit nichtlinearem Materialverhalten gestaltet sich die Parametrisierung jedoch meist aufwendiger. Aufgrund der Vielzahl an kommerziell erwerblichen Klebstoffsystemen [11], deren Materialverhalten maßgeblich von der spezifischen chemischen Formulierung bestimmt wird, erfordert die Parametrisierung der nichtlinearen Stoffgesetze aufwendige experimentelle Untersuchungen [80]. Diesbezüglich können zwei grundsätzliche Ansätze abgegrenzt werden. Der erste Ansatz beschreibt die mechanische Prüfung von normierten Stumpf- oder Überlapp-Klebungen, auf deren Grundlage Rückschlüsse auf das mechanische Verhalten des Klebstoffs unter Normal- oder Schubbeanspruchung gezogen werden [81–83]. Aufgrund der inhomogenen Beanspruchungsverteilung (Kapitel 2.1.5) ist die Validität der so ermittelten Materialparameter kritisch zu prüfen [84]. Demgegenüber kann durch die mechanische Prüfung von Klebstoffreinproben ein Einfluss der Fügeiteilgeometrie auf die Ergebnisse ausgeschlossen werden. Gleichzeitig werden jedoch auch Effekte der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Fügeiteil sowie Maßstabeffekte aufgrund der geringen tatsächlichen Klebfugenhöhe vernachlässigt [56]. Zudem ist es nur unter der Voraussetzung homogener Klebstoffreinproben möglich, einen definierten Beanspruchungszustand innerhalb des Klebstoffs herbeizuführen.

Da insbesondere Strukturklebstoffe mit hoher Viskosität zu Lufteinschlüssen neigen, stellt sich die Herstellung homogener Klebstoffreinproben fehleranfällig dar [85].

2.1.7 Prüfung von Klebeverbindungen

Zur experimentellen Charakterisierung der statischen Verbindungsfestigkeit und der Ermüdungsfestigkeit von Klebeverbindungen können entsprechend der konstruktiven Gestalt (Kapitel 2.1.5) unterschiedliche zerstörende Prüfverfahren unterschieden werden. Deren standardisierte Durchführung und Auswertung ist in entsprechenden Normen spezifiziert.

Statische Festigkeit. Ein Verfahren zur Ermittlung der Kopfzugfestigkeit von Stumpfklebungen ist in DIN EN 15870:2009-08 [40] beschrieben. Die eingesetzten Fügeiteile können einen quadratischen oder runden Querschnitt (Kantenlänge/Durchmesser 10 bis 50 mm) aufweisen, wobei die Probenlänge mindestens dem dreifachen Probendurchmesser entsprechen sollte. Die orthogonal zur Belastungsrichtung orientierten Stirnflächen der Fügeiteile bilden die Fügeflächen der Klebeverbindung. Vor Verklebung sind die Fügeflächen entsprechend DIN EN 13877:2003-11 [46] vorzubereiten. Anschließend wird der Klebstoff auf die Fügeflächen beider Fügeiteile vorausgetragen. Um eine fehlerfreie Klebstoffapplikation zu gewährleisten, wird ein Klebstoffüberschuss am Klebfugenrand angestrebt, der vor dem Aushärten mechanisch entfernt wird. Die Wahl der Klebfugenhöhe sowie der Aushärtebedingungen erfolgt entsprechend der Vorgaben des Klebstoffherstellers. Während der Aushärtung ist die koaxiale Ausrichtung der Fügeiteile durch eine geeignete Fügevorrichtung sicherzustellen. Die Einstellung der nominalen Klebfugenhöhe erfolgt entweder durch die Fügevorrichtung oder durch ein Klebschichtdickenmaterial, das dem flüssigen Klebstoff vor dem Austragen zugemischt wird (z. B. Glas- oder Keramikkugeln). Der geklebte Prüfkörper wird an den Mantelflächen der Fügeiteile symmetrisch zur Belastungsrichtung in den Einspannklemmen der Zugprüfmaschine fixiert. Die Zugkraft wird bei einer konstanten Prüfgeschwindigkeit aufgebracht, sodass vollständiges Versagen der Klebeverbindung innerhalb von (60 ± 20) s eintritt. Zur Ermittlung der Kopfzugfestigkeit σ_{max} wird die maximal gemessene Zugkraft F_{max} auf die nominale Klebfläche bezogen (Gleichung (2-5)).

Ein ähnliches Verfahren zur Ermittlung der Zugscherfestigkeit von einfachüberlappenden Klebeverbindungen wird durch DIN EN1465:2009-07 [39] beschrieben. Die Fügeiteile stellen in diesem Fall Platten mit einer Länge von 100 mm, einer Breite von 25 mm und einer Dicke von 1,6 mm dar. Bei einer Überlappungslänge von 12,5 mm ergibt sich die nominale Klebfläche nach Gleichung (2-3) zu $312,5 \text{ mm}^2$. Wie auch bei der Prüfung von Stumpfklebungen nach DIN EN 15870:2009-08 [40] ist es erforderlich, die Fügeflächen

entsprechend DIN EN 13877:2003-11 [46] vorzubereiten und eine fehlerfreie Klebstoffapplikation sowie Fügeiteilausrichtung durch geeignete Maßnahmen sicherzustellen. Im Anschluss an die Aushärtung wird der geklebte Prüfkörper symmetrisch in den Einspannklemmen der Prüfmaschine fixiert, sodass die aufgebrachte Zugkraft mittig der Klebfugenhöhe wirkt. Auch hier ist die Prüfgeschwindigkeit so zu wählen, dass die Klebung innerhalb von (60 ± 20) s zerstört wird. Zur Ermittlung der Zugscherfestigkeit τ_{max} wird die maximal gemessene Zugkraft F_{max} auf die nominale Klebfläche bezogen (Gleichung (2-4)).

Ermüdungsfestigkeit. Die genannten Prüfverfahren eignen sich ebenfalls zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit von Klebeverbindungen unter zyklischer Beanspruchung. Hierzu wird eine periodisch-sinusförmige Zugbelastung mit konstantem Lastverhältnis R (Verhältnis der minimalen zur maximalen Nennbeanspruchung) und konstanter Spannungsamplitude (halbe Differenz aus maximaler und minimaler Nennbeanspruchung) aufgebracht. Die Anzahl der ertragbaren Lastspiele bis zum Versagen der Verbindung wird als Lebensdauer bezeichnet.

Wird das Verfahren für mindestens zwei unterschiedliche Spannungsamplituden (Lastniveaus) unterhalb der Dauerfestigkeit und bei identischem Lastverhältnis durchgeführt, können die Ergebnisse durch die Zeitfestigkeitsgerade der Wöhlerlinie (engl. *S-N-Curve*) grafisch dargestellt werden. Für diese gilt ein empirischer Zusammenhang, der mathematisch durch die Basquin-Gleichung beschrieben wird [54].

Da die Ergebnisse der Ermüdungsversuche einer nicht unerheblichen Streuung unterliegen, werden auf jedem Lastniveau mehrere Prüfkörper ermüdet. Die Auswertung der Ergebnisse kann gemäß dem Horizontenverfahren nach DIN 50100:2022-12 [86] unter der Annahme einer logarithmischen Normalverteilung erfolgen. Zur Konstruktion der Zeitfestigkeitsgerade mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % werden die logarithmierten MW der Lebensdauern unterschiedlicher Lastniveaus bei doppelt-logarithmischer Auftragung der Beanspruchungsamplitude über der Lebensdauer durch eine Gerade verbunden.

Speziell für Klebeverbindungen empfiehlt DIN EN ISO 9664:1995-08 [51] eine Mindestanzahl von drei Lastniveaus zu je vier geklebten Prüfkörpern, um die Dauerfestigkeit bei etwa 10^6 Lastspielen zu ermitteln. Dabei sollte eine Prüffrequenz von 60 Hz nicht überschritten werden, um thermische Einflüsse auf die Ergebnisse auszuschließen. Die Mittelspannung (arithmetischer MW der maximalen und minimalen Beanspruchung) sollte etwa einem Drittel der statischen Festigkeit der Klebeverbindung entsprechen.

2.2 Pulverbettbasiertes Laserstrahlschmelzen von Metallen

Die additive Fertigung umfasst Fertigungsverfahren zur schichtweisen Herstellung von Bauteilen aus verschiedensten Ausgangswerkstoffen. DIN EN ISO 52900:2022-03 [87] spezifiziert die grundlegende Terminologie sowie sieben relevante Prozesskategorien additiver Fertigungsverfahren:

- Freistrah-Bindemittelauftrag (engl. *Binder Jetting*)
- Materialauftrag mit gerichtetem Energieeintrag (engl. *Directed Energy Deposition*)
- Materialextusion (engl. *Material Extrusion*, MEX)
- Freistrah-Materialauftrag (engl. *Material Jetting*)
- Schichtlaminiierung (engl. *Sheet Lamination*)
- Badbasierte Photopolymerisation (engl. *Vat Photopolymerization*)
- Pulverbettbasiertes Schmelzen (engl. *Powder Bed Fusion*, PBF)

Bei den PBF-Verfahren handelt es sich um additive Fertigungstechnologien, bei denen der Ausgangswerkstoff als Pulver vorliegt und durch thermische Energie wiederholt selektiv geschmolzen und verfestigt wird (Kapitel 2.2.1). Entsprechend der eingesetzten Energiequelle wird zwischen dem Elektronenstrahlschmelzen (PBF-EB) und dem Laserstrahlschmelzen (PBF-LB) unterschieden. Die PBF-LB-Verfahren ermöglichen die Verarbeitung polymerer (PBF-LB/P nach DIN EN ISO 52911-2 [88]) und metallischer (PBF-LB/M nach DIN EN ISO 52911-1 [89]) Ausgangswerkstoffe. Aufgrund der Vielzahl an verfügbaren Materialien (Kapitel 2.2.2) sowie der hohen geometrischen Gestaltungsfreiheit im Rahmen der Bauteilauslegung (Kapitel 2.2.3) ist es das am häufigsten eingesetzte additive Fertigungsverfahren zur Herstellung von Metallbauteilen [90]. Für eine erfolgreiche Prozessführung und hohe Bauteilqualität müssen jedoch auch Fertigungseinschränkungen und Gestaltungsrichtlinien im Rahmen der Bauteilauslegung berücksichtigt werden (Kapitel 2.2.4). Darüber hinaus sollte die Bauteilqualität durch geeignete Maßnahmen überprüft und durch gezielte Nachbearbeitung optimiert werden (Kapitel 2.2.5).

2.2.1 Prozessablauf und -parameter

Der PBF-LB/M-Prozess gliedert sich in drei aufeinanderfolgende Prozessschritte, bei denen es sich um die Baujobvorbereitung, den Bauprozess und die Baujobnachbereitung handelt. Die schematische Darstellung der Hauptkomponenten einer PBF-LB/M-Fertigungsanlage in **Abbildung 2-4** dient als Grundlage der nachfolgenden Beschreibung des Prozessablaufs.

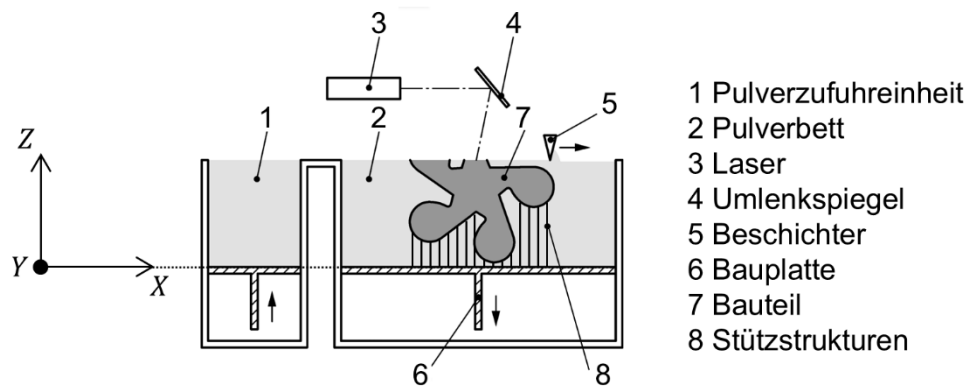


Abbildung 2-4 Schematische Darstellung der Hauptkomponenten einer PBF-LB/M-Fertigungsanlage nach [91]

Baujobvorbereitung. Ausgehend von der rechnergestützten Konstruktion unter Verwendung einer CAD-Software wird eine Oberflächennetzrepräsentation (STL-Format, engl. *Standard Triangulation Language*) des Bauteils digital innerhalb des Bauraums der PBF-LB/M-Fertigungsanlage positioniert und durch Stützstrukturen an die Bauplatte angebunden. Anschließend werden Bauteil und Stützstrukturen orthogonal zur Aufbaurichtung (Z -Richtung) in diskrete Schichten mit konstanter Schichthöhe zerlegt. Im Sinne spezieller Belichtungsstrategien werden für jede Schicht lineare Laserpfade in der XY -Ebene generiert, die der Bauteilkontur folgen oder das zwischenliegende Bauteilvolumen schraffieren. Abschließend erfolgt die Parametrisierung der Laserpfade durch spezifische Werte für Laserleistung und -geschwindigkeit.

Bauprozess. Zu Prozessbeginn wird eine definierte Menge Metallpulver über eine Pulverzufuhreinheit in den inertgasgefüllten Bauraum der PBF-LB/M-Fertigungsanlage eingebracht. Der Beschichter (z. B. Rakel oder Walze) trägt das Pulver zu einer dünnen, gleichmäßigen Pulverschicht über der Bauplatte aus. In Abhängigkeit des verwendeten Materials und der Fertigungsstrategie liegt die Schichthöhe typischerweise im Bereich zwischen 20 und 100 μm .

Anschließend wird ein fokussierter Laserstrahl (z. B. Ytterbium-Faserlaser) durch einen Umlenkspiegel entlang definierter Laserpfade über das Pulverbett geführt, um das Metallpulver lokal aufzuschmelzen. Die Eigenschaften des erzeugten Schmelzbades werden vor allem durch die Materialeigenschaften sowie die Laserleistung und -geschwindigkeit bestimmt. Damit eine Verbindung der Schmelze zur Bauplatte oder zur vorangegangenen Bauteilschicht hergestellt werden kann, muss die Tiefe des erzeugten Schmelzbades einem Vielfachen der Schichthöhe entsprechen [90]. Zur Herstellung homogener und maßhaltiger Bauteile muss auch die Schmelzbadgeometrie innerhalb der Schichtebene berücksichtigt werden. Dies erfolgt durch die Belichtungsstrategie im Rahmen der Baujobvorbereitung. Bei Laserpfaden zur

Beschreibung des Bauteilvolumens wird der Abstand benachbarter Laserbahnen (Laserspuraabstand) derart gewählt, dass sich die jeweiligen Schmelzbäder überlappen. Der Laserspuraabstand zur Bauteilkontur entspricht etwas weniger als der halben Schmelzbadbreite.

Nach Abschluss einer Bauteilschicht senkt sich die Bauplatte entsprechend der Schichthöhe ab und der Ablauf wiederholt sich. Zur Erzeugung isotroper Werkstoffeigenschaften wird die Vorzugsrichtung der Laserpfade zur Belichtung des Bauteilvolumens gegenüber der jeweils vorherigen Schicht um einen definierten Winkel (Rotationswinkel der Belichtung) rotiert.

Durch die Stützstrukturen wird eine feste Anbindung des Bauteils an der Bauplatte gewährleistet. Zudem kann durch den erhöhten Wärmetransport eine verbesserte Abkühlrate erzielt werden, was sich positiv auf das Metallgefüge auswirkt [92]. Um der Rissbildung durch thermische Eigenspannung entgegenzuwirken, kann der Bauraum durch eine Bauplattenheizung vorkonditioniert werden.

Baujobnachbereitung. Nach Fertigstellung des Bauprozesses werden das Bauteil und die Bauplatte aus dem Bauraum entnommen und verbleibendes Restpulver aus den Hohlräumen und Hinterschneidungen entfernt (Entpulverung). Im Anschluss werden die Bauteile von der Bauplatte getrennt und verbleibende Stützstrukturen mechanisch entfernt. Falls die Bauteile in diesem Zustand nicht den gestellten Anforderungen entsprechen, kann die Bauteilqualität durch entsprechende Nachbearbeitungsverfahren weiter verbessert werden (siehe Kapitel 2.2.5).

Prozessparameter. Insgesamt wird deutlich, dass die Wahl der Prozessparameter einen zentralen Einflussfaktor in allen Prozessschritten darstellt und entscheidend zur Bauteilqualität und Fertigungseffizienz beiträgt. Herstellerspezifische Standardparametersätze für kommerziell erwerbliche PBF-LB/M-Fertigungsanlagen beschreiben einen ausgewogenen Kompromiss zwischen Bauteilqualität und Aufbaurate, indem folgende Hauptparameter fein aufeinander abgestimmt werden:

- **Schichthöhe**
Höhe einer einzelnen Pulverschicht
- **Lasergeschwindigkeit**
Geschwindigkeit des Lasers in der Schichtebene
- **Laserleistung**
Optische Ausgangsleistung des Lasers
- **Fokusbereich**
Durchmesser des Laserstrahls in der Schichtebene
- **Laserspuraabstand**
Abstand der Laserspuren in der Schichtebene (untereinander oder zur Bauteilkontur)

Zur Gewährleistung hoher Maßhaltigkeit und geringer Oberflächenrauigkeit an der Bauteilkontur sowie einer hohen Aufbaurrate innerhalb des Bauteilvolumens werden die entsprechenden Laserpfade abweichend parametrisiert. Die Prozessparameter an der Bauteilkontur zeichnen sich typischerweise durch eine reduzierte Laserleistung und -geschwindigkeit aus, was sich positiv auf die Schmelzbadcharakteristik auswirkt [93, 94].

Ein typische Kenngröße zur Charakterisierung des Schmelzbaus stellt die Flächenenergiedichte E_A dar, die sich gemäß Gleichung (2-10) aus der Laserleistung P_L , der Lasergeschwindigkeit u_L und dem Laserspuraabstand LA berechnet [90, 95].

$$E_A = \frac{P_L}{u_L LA} \quad (2-10)$$

Eine hohe Flächenenergiedichte weist auf ein großes Schmelzbadvolumen und dementsprechend hohe Aufbauraten hin, kann jedoch zu Prozessinstabilität, verringerter Fertigungsauflösung sowie erhöhter Bauteilporosität und Oberflächenrauigkeit führen.

2.2.2 Werkstoffe

Für das PBF-LB/M-Verfahren stehen eine Vielzahl von Materialien zur Verfügung, die unterschiedliche Eigenschaften und Anwendungen abdecken; Legierungen auf Aluminium- (z. B. AlSi10Mg), Titan- (z. B. Ti6Al4V) und Nickelbasis (z. B. Inconel 718) sowie rostfreier Stahl (z. B. 316L) oder Werkzeugstahl (z. B. Maraging-Stahl) stellen nur einige Beispiele dar. Neben einem geeigneten Schmelz- und Erstarrungsverhalten zeichnen sich die genannten Materialien dadurch aus, dass sie in Form eines pulverförmigen Ausgangswerkstoffs zur Verfügung gestellt werden können. Jeder Pulverwerkstoff weist spezifische Verarbeitungseigenschaften auf, welche die Wahl der Prozessparameter und die Qualität der gedruckten Bauteile beeinflussen. Neben den materialspezifischen Einflussfaktoren stellen auch die Pulvermorphologie und -rheologie entscheidende Einflussgrößen dar. Die Partikelgröße liegt typischerweise im Bereich zwischen 10 und 100 μm .

Für die Herstellung leichtbaurelevanter Strukturbauteile im Kontext der Hybridfertigung eignen sich vor allem Leichtmetalllegierungen wie AlSi10Mg oder Ti6Al4V. Sie zeichnen sich durch eine hohe spezifische Festigkeit von $R_{p0,2}/\rho \approx 104 \text{ J/g}$ (AlSi10Mg) bzw. $R_{p0,2}/\rho \approx 192 \text{ J/g}$ (Ti6Al4V) sowie hervorragende Verarbeitungseigenschaften aus.

AlSi10Mg. Letzteres gilt insbesondere für die Aluminiumlegierung AlSi10Mg. Aufgrund des geringen Schmelzpunkts ($\sim 615 \text{ }^\circ\text{C}$) und der hohen Wärmeleitfähigkeit kann der Werkstoff bei geringer Energiedichte verarbeitet werden, was sich positiv auf die Fertigungsauflösung

auswirkt. Zudem reduziert sich die Neigung zu unerwünschtem Ansintern von Pulverpartikeln außerhalb des Schmelzbads, wodurch die Oberflächenrauigkeit der Bauteile reduziert wird. Die typische 0,2-%-Dehngrenze beträgt zwischen

Ti6Al4V. Auf die Titanlegierung Ti6Al4V treffen überlegene mechanische Eigenschaften bei erhöhten Temperaturen, sowie eine hohe Korrosionsbeständigkeit und Biokompatibilität zu. Aufgrund des hohen Schmelzpunkts (~1600 °C) und der reduzierten Wärmeleitfähigkeit erfordert die Verarbeitung jedoch eine hohe Energiedichte und ein enges Prozessfenster.

2.2.3 Geometrische Gestaltungsfreiheit

Da Aspekte der Werkzeugzugänglichkeit (subtraktive Fertigung) oder Entformbarkeit (formgebende Fertigung) im Rahmen der additiven Fertigung vernachlässigt werden können, ermöglicht der schichtweise Aufbau eine erweiterte geometrische Gestaltungsfreiheit gegenüber konventionellen Fertigungsverfahren. Dadurch eröffnen sich neue Möglichkeiten im Rahmen der Bauteilgestaltung, die durch die opportunistischen Methoden des DfAM (engl. *Design for Additive Manufacturing*) systematisch erschlossen werden [2, 3, 95, 96]. Im Folgenden sollen einige für das PBF-LB/M-Verfahren relevante Ansätze erläutert und deren technische Umsetzung anhand von Anwendungsbeispielen veranschaulicht werden.

Funktionsintegration. Im Rahmen der Funktionsintegration werden mehrere Funktionen oder Mechanismen in einem einzigen Bauteil vereint. Die Konsolidierung von Bauteilen trägt zur Gewichtsreduktion und verbesserten Ressourceneffizienz bei.

Beispiele:

- Konturnahe Kühlkanäle in Spritzgießwerkzeugen (1.2709 Maraging) [2]
- Integrierte Schwingungsdämpfer in Zahnrädern (16MnCr5) [2]
oder Turbinenschaufeln (Inconel 718) [97]

Mechanismen. Additiv gefertigte Mechanismen ermöglichen Relativbewegungen zwischen einzelnen Strukturelementen ohne nachgelagerte Montage. Die Umsetzung erfolgt mittels kinematischer Gelenke in Form mehrteiliger Mechanismen oder durch elastische Strukturen.

Beispiele:

- Montagefreie Mehrkörper-Bolzenverbindungen (Ti6Al4V) [98]
- Elastisches Festkörpergelenk (Ti6Al4V) [99]

Funktionsorientierte Konstruktion. Im Rahmen der funktionsorientierten Konstruktion werden Bauteile gezielt nach ihrer Funktion und unabhängig von Fertigungseinschränkungen entworfen, wodurch optimierte Leistungseigenschaften erzielt werden.

Beispiele:

- Gestaltoptimierte Strukturbauteile (AlSi10Mg/Ti6Al4V) mit hoher Steifigkeit und geringem Gewicht [2, 100]
- Biomimetische PBF-LB/M-Strukturen [101]

Lokale Eigenschaftsanpassung. Ein weiterer entscheidender Vorteil der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren liegt in der Möglichkeit zur lokalen Eigenschaftsanpassung. Durch den Einsatz unterschiedlicher Werkstoffe (Multimaterialdruck [102]), die Variation von Prozessparametern [103] oder die Realisierung von Zellstrukturen [104] können Eigenschaften wie Wärmeleitfähigkeit oder Steifigkeit lokal gesteuert werden.

Beispiele:

- Topologieoptimierte Strukturbauteile (AlSi10Mg/Ti6Al4V) mit gradierten Steifigkeitseigenschaften [105, 106]
- Wärmetauscher (AlSi10Mg) mit verbesserter Kühlleistung [107, 108]

2.2.4 Fertigungseinschränkungen und Gestaltungsrichtlinien

Trotz zahlreicher Vorteile ergeben sich auch verfahrensspezifische Herausforderungen und Einschränkungen im Zusammenhang mit dem PBF-LB/M-Verfahren. Zur systematischen Berücksichtigung der Fertigungseinschränkungen im Rahmen der Bauteilgestaltung dienen die restriktiven Methoden des DfAM. Bei diesen handelt es sich um qualitative und quantitative Gestaltungsrichtlinien, die darauf abzielen, die Fertigbarkeit sowie eine hohe Bauteilqualität und Wirtschaftlichkeit zu gewährleisten. [2, 3, 89, 95, 96]

2.2.4.1 Baugrößenbeschränkung

Der begrenzte Bauraum der PBF-LB/M-Fertigungsanlage limitiert die maximale Größe monolithischer Bauteile. In Einzelfällen lassen sich mit großformatigen Mehrlasersystemen Bauteilabmessungen von bis zu $(600 \times 600 \times 1500) \text{ mm}^3$ realisieren (z. B. NXG 600E, Nikon SLM Solutions, Lübeck, Deutschland) [109]. Derartige Anlagen sind jedoch im Vergleich zu gängigen, kommerziell verfügbaren PBF-LB/M-Systemen mit einem signifikant höheren Investitionsaufwand verbunden und werden daher lediglich in spezialisierten Anwendungen und in Bestrebungen zur Serienproduktion eingesetzt. Die Bauraumvolumina typischer industrieller Anlagen fallen deutlich geringer aus.

Beispiele:

- LASERTEC 30 SLM (DMG Mori, Bielefeld, Deutschland): $(300 \times 300 \times 350) \text{ mm}^3$
- SLM 125 (Nikon SLM Solutions, Lübeck, Deutschland): $(125 \times 125 \times 125) \text{ mm}^3$
- TruPrint 1000 (Trumpf, Ditzingen, Deutschland): $(\emptyset 100 \times 100) \text{ mm}^3$

Gestaltungsrichtlinien.

- Bauteildimensionierung, -positionierung und -orientierung

Das Bauteil muss durch geeignete Dimensionierung, Positionierung und Orientierung in den Bauraum der PBF-LB/M-Fertigungsanlage eingepasst werden [95].

- Differentialbauweise

Eine Alternative stellt die Aufteilung des Bauteils in Einzelbauteile mit reduzierten Abmessungen dar, die nach Beendigung des Bauprozesses zum ursprünglichen Gesamtbauteil gefügt werden (Hybridfertigung) [6, 110].

2.2.4.2 Fertigungsauflösung und Oberflächenqualität

Die erzielbare Fertigungsauflösung und Oberflächenqualität werden durch ein komplexes Zusammenspiel zwischen den Prozessparametern, der Bauteilorientierung und den Eigenschaften des verwendeten Pulverwerkstoffs (Kapitel 2.2.2) bestimmt [90]. Zu den zentralen Einflussgrößen auf Prozessebene zählen die Laserleistung, die Lasergeschwindigkeit und die Schichthöhe.

Laserleistung und -geschwindigkeit. Die Laserleistung und -geschwindigkeit stellen die Haupteinflussfaktoren zur Kontrolle des Schmelzbads dar. Eine hohe Laserleistung in Kombination mit niedriger Lasergeschwindigkeit führt zu einem großen und dynamischen Schmelzbad sowie übermäßigem Wärmeeintrag. Dies reduziert die Fertigungsauflösung in der Schichtebene (*XY*-Ebene) und führt zu erhöhter Oberflächenrauigkeit sowie thermisch bedingten Eigenspannungen und Bauteilverzug. Umgekehrt ergibt sich für eine unzureichende Laserleistung in Verbindung mit hoher Geschwindigkeit eine unvollständige Verschmelzung des Pulvers und dadurch eine erhöhte Bauteilporosität.

Schichthöhe. Eine geringe Schichthöhe (z. B. 20 – 40 μm) ermöglicht eine präzisere Abbildung geometrischer Details in Aufbaurichtung (*Z*-Richtung). Gleichzeitig reduziert sich die erforderliche Schmelzbadtiefe, wodurch eine stabile Prozessführung bei reduzierter Flächenenergiedichte (Kapitel 2.2.1) ermöglicht wird. Da sich dies positiv auf die gesamte Schmelzbadcharakteristik auswirkt, profitiert auch die Fertigungsauflösung in der *XY*-Ebene.

Bauteilorientierung und -positionierung. Die Bauteilpositionierung bezieht sich auf die Lage des Bauteils in der *XY*-Ebene. Da der Laserstrahl zentrisch zur Bauplatte in den Bauraum eingekoppelt wird, kann es bei randnahen Bauteilen infolge erhöhter Laserstrahlauslenkung zu Strahlverzerrung und Fokusabweichung kommen, was sich negativ auf die Fertigungsauflösung sowie die Form- und Maßhaltigkeit der Bauteile auswirkt.

Demgegenüber definiert die Bauteilorientierung den Neigungswinkel der Bauteiloberflächen relativ zur *XY*-Ebene. Der Bauplatte zugewandte Flächen werden als *Downskin*-Flächen bezeichnet. Von der Bauplatte abgewandte, nach oben gerichtete Flächen werden als *Upskin*-Flächen klassifiziert. Steil geneigte *Down*- oder *Upskin*-Flächen neigen zum sogenannten Treppenstufeneffekt [95], der sich in Abhängigkeit der Schichthöhe negativ auf die Oberflächenqualität und Maßhaltigkeit der Bauteile auswirkt. Zudem führt die reduzierte Wärmeleitfähigkeit des Pulverbetts an *Downskin*-Flächen zu thermisch bedingtem Bauteilverzug und erhöhter Oberflächenrauigkeit durch Pulveranhaftung. Ein zusätzliches Risiko stellt das Absacken der flüssigen Schmelze im Pulverbett dar.

Gestaltungsrichtlinien.

- Bauteilorientierung und -positionierung

Die maximale Bauteilqualität (Fertigungsauflösung, Oberflächenqualität, Form- und Maßhaltigkeit) wird mittig der Bauplatte an vertikalen Bauteiloberflächen erzielt [89].

- Stützstrukturen

Downskin-Flächen mit einem Neigungswinkel von weniger als 35° zur Bauplatte sollten durch Stützstrukturen an dieser angebunden werden. Hierdurch wird eine mechanische Verankerung der Bauteile gewährleistet und das Absacken der flüssigen Schmelze im Pulverbett verhindert [92]. Darüber hinaus tragen die Stützstrukturen durch ihre verbesserte Wärmeleitfähigkeit zu einer erhöhten Prozessstabilität und reduziertem Bauteilverzug bei [111]. Es werden unterschiedliche Typen von Stützstrukturen unterschieden, die entsprechend ihrer Geometrie in abweichenden thermischen und mechanischen Eigenschaften resultieren. In der Praxis werden häufig mehrere Typen kombiniert, um sowohl eine anforderungsgerechte Stützfunktion als auch eine wirtschaftliche Nachbearbeitung der gestützten Bauteiloberflächen zu gewährleisten [89].

- Bauteildimensionierung

Obwohl die Gestaltungsgrenzen durch technologische Fortschritte in der Werkstoff- und Prozesstechnik kontinuierlich neu definiert werden [112], bieten prozessspezifische Konstruktionskataloge [89, 95] mit Grenzwerten für konkrete geometrische Merkmale eine gute Orientierung bei der Bauteildimensionierung.

Beispiele (PBF-LB/M):

- Wandstärke $\geq 0,6$ mm
- Spaltmaß $\geq 0,5$ mm
- Bohrungsdurchmesser $\geq 0,6$ mm
- Kantenradius $\geq 0,3$ mm

2.2.4.3 Entpulverung

Nach Fertigstellung des Bauprozesses verbleibt ungeschmolzenes Restpulver innerhalb des Bauteils und der Stützstrukturen sowie im umgebenden Pulverbett. Im Sinne der Bauteilfunktionalität und aus Gründen des Gesundheitsschutzes [113] muss dieses Pulver in einem gesonderten Arbeitsschritt entfernt werden.

Zur sogenannten Entpulverung eignen sich mechanische Verfahren wie Vibration, Druckluftreinigung oder Strahlbehandlung, die entweder manuell oder durch automatisierte Entpulverungssysteme (z. B. SFM-AT200, Solukon, Augsburg, Deutschland) realisiert werden. Dabei stellen die physikalischen Eigenschaften des Pulverwerkstoffs und die resultierende Fließfähigkeit entscheidende Faktoren hinsichtlich der Effizienz und Vollständigkeit der Entpulverung dar. Insbesondere bei komplexen, innenliegenden Bauteilgeometrien (z. B. Kanäle oder Zellstrukturen) sowie bei abgeschlossenen Hohlräumen gestaltet sich die Entpulverung technisch anspruchsvoll bis unmöglich.

Gestaltungsrichtlinien.

- Reinigungsöffnungen

In Abhängigkeit der geometrischen Komplexität des abgeschlossenen Hohlraums sollten mehrere Reinigungsöffnungen mit einem minimalen Öffnungsdurchmesser von 3 mm vorgesehen werden [95, 114].

- Differentialbauweise

Eine alternative Vorgehensweise zur Gewährleistung der Zugänglichkeit zu abgeschlossenen Hohlräumen besteht in der Aufteilung des Gesamtbauteils in mehrere Einzelbauteile. Dies ermöglicht eine gezielte Entpulverung über die definierten Trennebenen [6, 110].

- Kanäle

Für die erfolgreiche Entpulverung innenliegender Kanäle ist das Verhältnis von Kanallänge zu -durchmesser entscheidend. Bei einer Kanallänge von weniger als 20 mm sollte ein Mindestdurchmesser von 0,75 mm eingehalten werden, während bei Längen über 20 mm ein Durchmesser von 1 mm erforderlich ist [115]. Um der Anhaftung loser Pulverpartikel an der Kanaloberseite sowie dem Absacken der flüssigen Schmelze in diesem Bereich entgegenzuwirken, kann eine tropfenförmige Kanalgeometrie mit einem selbsttragenden Neigungswinkel von 45° (45°-Tropfenform) vorteilhaft sein [115, 116].

- Zellstrukturen

Zur erfolgreichen Entpulverung von Zellstrukturen sind die Zellgröße, der Zelltyp und die relative Dichte (Füllgrad) von zentraler Bedeutung. Während Gyroidstrukturen (Minimaloberflächen) aufgrund des kontinuierlichen Oberflächenverlaufs gute Voraussetzungen zur Entpulverung aufweisen, gestaltet sich die Entpulverung von Gitterstrukturen aufgrund der geringen Öffnungsquerschnitte und der Vielzahl an Hinterschneidungen deutlich schwieriger [117]. Daher sind zur Gewährleistung einer erfolgreichen Entpulverung von Gitterstrukturen im Vergleich zu Gyroidstrukturen strengere Gestaltungseinschränkungen hinsichtlich der realisierbaren Füllgrade zu berücksichtigen [118].

2.2.4.4 Wirtschaftlichkeit

Eine weitere Restriktion additiver Fertigungsverfahren stellt die eingeschränkte Wirtschaftlichkeit dar, die in Abhängigkeit von Bauzeit, Bauraumausnutzung, Materialverbrauch und Prozessstabilität nur für geometrisch komplexe Bauteile in geringen Stückzahlen gegeben ist [6]. Insbesondere bei der Herstellung von PBF-LB/M-Bauteilen mit großem Schmelzvolumen und hoher Bauhöhe ist die additive Fertigung im Vergleich zu konventionellen Fertigungsverfahren unwirtschaftlich [7]. Dies gründet vor allem auf der geringen Aufbaurrate, den hohen Material- und Investitionskosten sowie den Personalkosten für die Vor- und Nachbereitung des Bauprozesses.

Während sich die Berechnung der Kosten für Vorbereitung (z. B. Konstruktion, Datenaufbereitung, Schichtzerlegung und Parametrisierung) und Nachbereitung (z. B. Reinigung und Nachbearbeitung) wenig deterministisch gestaltet, können die Kosten für den Bauprozess unmittelbar aus der Geometrie des Bauteils und den Prozessparametern abgeleitet werden [95]. Bei diesen handelt es sich um die Summe der Material- und Fertigungskosten. Die Materialkosten ergeben sich nach Gleichung (2-11) aus dem Schmelzvolumen, der Bauteildichte, dem Materialpreis und den Kosten für das inerte Prozessgas K_{Gas} [95].

$$K_{Material} = (\text{Schmelzvolumen})(\text{Bauteildichte})(\text{Materialpreis}) + K_{Gas} \quad (2-11)$$

Zur Bestimmung der Fertigungskosten ist die Fertigungsdauer (Maschinenlaufzeit) entscheidend. Sie bestimmt sowohl die anteiligen Abschreibungskosten der PBF-LB/M-Fertigungsanlage als auch die Energiekosten zum Betrieb der Anlage. Die Maschinenlaufzeit ergibt sich entsprechend Gleichung (2-12) aus dem Schmelzvolumen, der Aufbaurrate, der Bauhöhe, der Schichthöhe und der Beschichtungszeit [95].

$$\text{Maschinenlaufzeit} = \frac{\text{Schmelzvolumen}}{\text{Aufbaurate}} + \frac{\text{Bauhöhe}}{\text{Schichthöhe}} \text{Beschichtungszeit} \quad (2-12)$$

Anhand der Gleichung wird ersichtlich, dass durch die Optimierung von Schichthöhe, Aufbaurate und Beschichtungszeit eine Verringerung der Maschinenlaufzeit und der Fertigungskosten erzielt werden kann. Da dies aus technologischen Gründen meist zu Lasten der Bauteilqualität erfolgt, sind der hierdurch realisierbaren Kostenreduktion Grenzen gesetzt. Zusätzliches Potenzial zur Kostenreduktion ergibt sich jedoch durch die Optimierung von Schmelzvolumen und Bauhöhe durch eine geeignete Bauteilgestaltung.

Gestaltungsrichtlinien.

- Bauteilorientierung

Zur Verringerung der Fertigungskosten kann die Bauhöhe durch eine gezielte Bauteilorientierung reduziert werden. Dabei ist jedoch auch die Relativorientierung zwischen Bauteiloberfläche und Bauplatte zu berücksichtigen, da Stützstrukturen zum Schmelzvolumen und somit auch zu den Fertigungs- und Materialkosten beitragen. Zudem ergibt sich an *Downskin*-Flächen eine reduzierte Oberflächenqualität, was in zusätzlichen Nachbearbeitungskosten resultieren kann [95].

- Differentialbauweise

Weitere Möglichkeiten zur Verringerung der Bauteilkosten ergeben sich durch die Differentialbauweise. Durch die Aufteilung des Bauteils in Einzelbauteile können die Bauhöhe reduziert und der Einsatz von Stützstrukturen minimiert werden. Die zusätzlichen Kosten des nachgelagerten Fügeprozesses werden oft durch die Einsparungen in Fertigungs- und Materialkosten übertroffen [6, 110].

- Leichtbau

Durch die konsequente Umsetzung der Gestaltungsprinzipien des konstruktiven Leichtbaus [12] kann das Schmelzvolumen minimiert werden.

2.2.5 Qualitätssicherung

Da die Bauteilqualität eine hohe Empfindlichkeit gegenüber Prozessabweichungen aufweist, sollten insbesondere bei additiv gefertigten Strukturbauteilen geeignete Maßnahmen zur Qualitätssicherung getroffen werden [95]. Zu den relevantesten Ansätzen gehören die Prozesssimulation, -überwachung und -regelung sowie zerstörende und nichtzerstörende Prüfverfahren an Werkstoffen und Bauteilen.

Prozesssimulation. An erster Stelle der Prozesskette additiver Fertigungsverfahren steht die Prozesssimulation, auf deren Grundlage kritische Bauteilbereiche und Bauteilverzug detektiert werden können. Dies erfolgt typischerweise mittels thermomechanischer FE-Analysen mit ein- oder zweigerichteter Kopplung, die darauf abzielen, thermische Eigenspannungen und den resultierenden Bauteilverzug zu prognostizieren [95]. Auf Grundlage dieser Information kann ein geometrisch kompensiertes CAD-Modell des Bauteils abgeleitet werden, sodass im Endzustand die Sollgeometrie des ursprünglichen Bauteils erreicht wird [119].

Prozessüberwachung. Zu gesonderten Absicherung kritischer Bauteilbereiche eignet sich unter anderem eine gezielte Überwachung des Bauprozesses, mit deren Hilfe Prozessabweichungen und Bauteildefekte identifiziert werden können. Auf dieser Grundlage lassen sich geeignete Gegenmaßnahmen einleiten, um die Prozessstabilität zu steigern und eine reproduzierbare Bauteilqualität sicherzustellen. [95].

Zur Erfassung prozessrelevanter Informationen dienen thermische Sensoren wie Pyrometer, die Informationen über die Temperaturverteilung liefern, sowie Hochgeschwindigkeitskameras, mit denen dynamische Vorgänge im Schmelzbad erfasst werden [120]. Die gewonnenen Erkenntnisse können als Teil eines geschlossenen Regelkreises genutzt werden, um durch Echtzeitanpassungen der Prozessparameter oder der Belichtungsstrategie im Sinne der Bauteilqualität auf Prozessabweichungen zu reagieren [121].

Bauteilprüfung. Zur Beurteilung der Bauteilqualität können sowohl zerstörungsfreie als auch zerstörende Prüfverfahren eingesetzt werden. Zerstörungsfreie Verfahren dienen der bildgebenden Erfassung von Gestaltparametern, während zerstörende Prüfungen zur Ermittlung der Festigkeit auf Werkstoff- oder Bauteilebene herangezogen werden.

Zerstörungsfreie Prüfverfahren. Zu den zentralen zerstörungsfreien Prüfverfahren zählen die Lasermikroskopie, die optische 3D-Profilometrie oder die Computertomografie, welche die Erfassung von Gestaltparametern wie Form- und Maßhaltigkeit, Oberflächenrauigkeit oder Bauteilporosität ermöglichen [95].

Bei optischen Verfahren, wie der Lasermikroskopie und der 3D-Profilometrie, erfolgt dies auf Grundlage eines digitalen Höhenprofils der Bauteiloberfläche. Das Profil wird im Falle der Lasermikroskopie durch punktuelle Abtastung mit einem fokussierten Laserstrahl ermittelt, indem aus der Intensität des reflektierten Laserlichts die Höheninformation der Messpunkte abgeleitet wird. Demgegenüber basiert die 3D-Profilometrie auf dem Prinzip der Streifenlichtprojektion. Hierbei werden strukturierte Lichtmuster auf die Bauteiloberfläche

projiziert und die verzerrten Reflexionen aus verschiedenen Blickwinkeln erfasst. Mittels Triangulation kann aus den Verzerrungen auf das dreidimensionale Höhenprofil der Bauteiloberfläche geschlossen werden. Während sich die Lasermikroskopie durch eine hohe Messauflösung und Robustheit gegenüber variierenden Oberflächeneigenschaften (z. B. Reflektivität) auszeichnet, ermöglicht die Streifenlichtprojektion eine hohe Messgeschwindigkeit sowie die Erfassung größerer Messbereiche. Ein gemeinsamer Nachteil beider Verfahren besteht darin, dass ausschließlich lichtzugängliche Bereiche erfasst und abgeschattete oder innenliegende Strukturen vernachlässigt werden.

Zur Erfassung von innenliegenden Strukturen und Defekten wird die Computertomografie eingesetzt [122]. Bei diesem Verfahren wird eine Röntgenquelle auf das Bauteil gerichtet und die Wechselwirkung zwischen Bauteil und Röntgenstrahlung durch einen gegenüberliegenden Detektor erfasst. Das vorläufige Ergebnis stellen zahlreiche zweidimensionale Schnittbilder dar, die Informationen über die Materialdichte entlang des Strahlengangs enthalten. Durch die schrittweise Rotation des Bauteils werden Aufnahmen aus verschiedenen Winkeln erzeugt und ein dreidimensionales Volumenmodell der Materialdichte rekonstruiert. Zur Abgrenzung der Bauteildichte von der Dichte der Umgebungsluft wird ein geeigneter Schwellenwert definiert und eine dreidimensionale Oberflächennetzrepräsentation des Bauteils abgeleitet. Das Oberflächennetz stellt sowohl äußere als auch innenliegende Gestaltmerkmale dar, wobei die erzielbare Auflösung durch die Voxelgröße begrenzt wird. Um ein geometrisches Merkmal sicher erfassen zu können, sollte die Voxelgröße mindestens drei- bis fünfmal geringer als das zu detektierende geometrische Merkmal sein [123].

Zerstörende Prüfverfahren. Bei den zerstörenden Prüfverfahren handelt es sich vorrangig um Festigkeitsuntersuchungen an additiv gefertigten Probekörpern unter einachsiger Beanspruchung. Die standardisierte Durchführung und Auswertung der hierdurch beschriebenen Werkstoffprüfung ist in entsprechenden Normen geregelt [86, 124]. Da hierbei der Einfluss der Bauteilgeometrie unberücksichtigt bleibt, werden sicherheitsrelevante Strukturbauteile häufig zusätzlich auf Bauteilebene geprüft. Dabei wird das Bauteil in der tatsächlichen Einbausituation multiaxial beansprucht und die Belastungsart sowie -intensität über die Zeit variiert.

Zur nachträglichen Analyse der Versagensmechanismen werden sowohl bei der Werkstoff- wie auch bei der Bauteilprüfung metallografische Schlifffbilder der Bruchflächen erstellt. Diese werden mittels Lichtbildmikroskopie analysiert, um Rückschlüsse auf die Homogenität der erstarrten Schmelze sowie die Verteilung von Bauteildefekten zu ermöglichen [125, 126].

2.2.6 Nachbearbeitung

Wenn die Bauteile nach dem Bauprozess nicht den gestellten Anforderungen an Form- und Maßhaltigkeit sowie Oberflächenqualität und Festigkeit genügen, müssen sie nachbearbeitet werden. Bei PBF-LB/M-Bauteilen kommen diesbezüglich vorrangig mechanische, thermische und chemische Nachbearbeitungsverfahren zum Einsatz [127–129].

Mechanische Verfahren. Mechanische Verfahren, wie Gleit- und Strömungsschleifen oder Strahlverfahren, können dazu beitragen, die Oberflächenrauigkeit zu reduzieren und loses oder angeschmolzenes Restpulver zu entfernen [130]. Eine reduzierte Oberflächenrauigkeit wirkt sich positiv auf die Ermüdungseigenschaften (Rissinitiierung) der Bauteile aus [131].

Zur Gewährleistung der Form- und Maßhaltigkeit von Funktionsflächen eignen sich spanende Nachbearbeitungsverfahren wie Drehen oder Fräsen. Eine der primären Herausforderungen stellt in diesem Kontext das Spannen der PBF-LB/M-Bauteile in der Werkzeugmaschine dar, weshalb entsprechende Spannkonzepete bereits in der Bauteilgestaltung berücksichtigt werden sollten [132].

Thermische Verfahren. Auch thermische Verfahren in Form gezielter Wärmebehandlungen wirken sich positiv auf die Bauteilqualität aus. Typische Beispiele sind das Spannungsarmglühen zur Reduktion von Eigenspannungen, das Lösungsglühen zur Homogenisierung der Mikrostruktur sowie das Ausscheidungshärten. Das Spannungsarmglühen kann den Bauteilverzug verringern, während das Lösungsglühen die Duktilität des Werkstoffs steigert. Beides wirkt sich positiv auf die Ermüdungseigenschaften (Rissfortschrittsverhalten) der Bauteile aus [133].

Das Ausscheidungshärten kombiniert das Lösungsglühen mit einer anschließenden Auslagerung, bei der feine Ausscheidungen innerhalb des Metallgefüges entstehen. Diese steigern die Festigkeit und Härte des Werkstoffs, wirken sich jedoch meist nachteilig auf seine Duktilität aus. Ein typisches Beispiel für das Ausscheidungshärten von Aluminiumlegierungen stellt die T6-Wärmebehandlung dar [134]. Für PBF-LB/M-Bauteile haben sich modifizierte, T6-ähnliche Wärmebehandlungsstrategien bewährt, die einen guten Kompromiss aus Festigkeit und Duktilität erzielen [135].

Chemische Verfahren. Chemische Verfahren, wie beispielsweise Säurebäder, dienen der gezielten Entfernung von Restpulver und oxidischen Rückständen von der Bauteiloberfläche. Anschließend können Beschichtungen aufgebracht werden, um die Korrosions- und Verschleißbeständigkeit der Bauteile zu erhöhen oder die Bauteildämpfung zu verbessern [95].

3 Klebstoffapplikation durch Injektionskanäle

Als grundlegende Voraussetzung zur Ausprägung adhäsiver und kohäsiver Phänomene in Klebeverbindungen zählt eine fehlerfreie Klebstoffapplikation. Sie stellt eine erhebliche technische Herausforderung dar und übt entscheidenden Einfluss auf die Qualität der Klebeverbindung aus (Kapitel 2.1.3). Das herkömmliche Verfahren des Klebstoffvorauftrags stellt sich bei überlappten Muffenklebungen fehleranfällig anfällig dar, da es das Risiko birgt, den Klebstoff beim Zusammenführen und Ausrichten der Fügeteile aus der Klebfuge zu verdrängen [11]. Dies begünstigt Applikationsfehler, wie Unterdosierung oder eine inhomogene Klebstoffverteilung, welche sich negativ auf die Prozesssicherheit und Verbindungsfestigkeit der Klebung auswirken.

Handelt es sich bei einem der Fügeteile um ein AM-Bauteil, kann ein einzigartiges Gestaltungsmerkmal additiver Fertigungsverfahren dazu beitragen, die genannten Herausforderungen zu überwinden. Es handelt sich um die Möglichkeit der direkten Fertigung von Kanälen mit komplexen Querschnittsformen und Verläufen innerhalb des AM-Bauteils, die zur Klebstoffverteilung genutzt werden können [17]. Der Klebstoff soll hierbei in einen einzelnen Einlass in das AM-Bauteil injiziert werden, woraufhin er die Verteilungskanäle durchströmt, um anschließend bedarfsgerecht durch eine Vielzahl von Auslässen aus dem AM-Bauteil in die Klebfuge zwischen die ausgerichteten Fügeteile auszutreten.

Die vorliegende Studie verfolgt zum einen das Ziel, durch konkrete Gestaltungsempfehlungen zur geometrischen Auslegung der additiv gefertigten Verteilungskanäle den Einsatz der AM-optimierten Injektionsklebung zu erleichtern. Zum anderen sollen die Vorteile dieser Klebstoffapplikationstechnik hinsichtlich der resultierenden Verbindungsfestigkeit und Prozesssicherheit quantifiziert werden.

In diesem Sinne wird in Kapitel 3.1 ein progressiver Konstruktionsleitfaden zur systematischen Auslegung der Injektionskanäle vorgestellt. Dieser wurde induktiv aus einem konkreten Anwendungsbeispiel abgeleitet, bei dem es sich um eine einfachüberlappte Muffenklebung zwischen einer PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe und einem Aluminium-Rundprofil handelt (Kapitel 3.2). Den Abschluss der Studie bildet die experimentelle Charakterisierung der resultierenden Verbindungsfestigkeit durch statische Zugscherversuche an der beschriebenen Muffenklebung (Kapitel 3.3).

3.1 Leitfaden zur Kanalauslegung

Der folgende Leitfaden wurde im Sinne eines fallbasierten Ansatzes aus einem konkreten Anwendungsbeispiel abgeleitet (Kapitel 3.2). Hierzu wurde der komplexe Auslegungsprozess in einzelne, übertragbare Schritte untergliedert und in abstrahierter Form systematisiert. Das Ergebnis ist ein progressiver Konstruktionsleitfaden, der auf beliebige Verbindungsaufgaben anwendbar ist. Ausgehend von den Randbedingungen der Verbindungsaufgabe wird in vier aufeinanderfolgenden Schritten ein Kanallayout entwickelt, das eine fehlerfreie Anreicherung der Klebfuge mit Klebstoff gewährleistet (**Abbildung 3-1**).

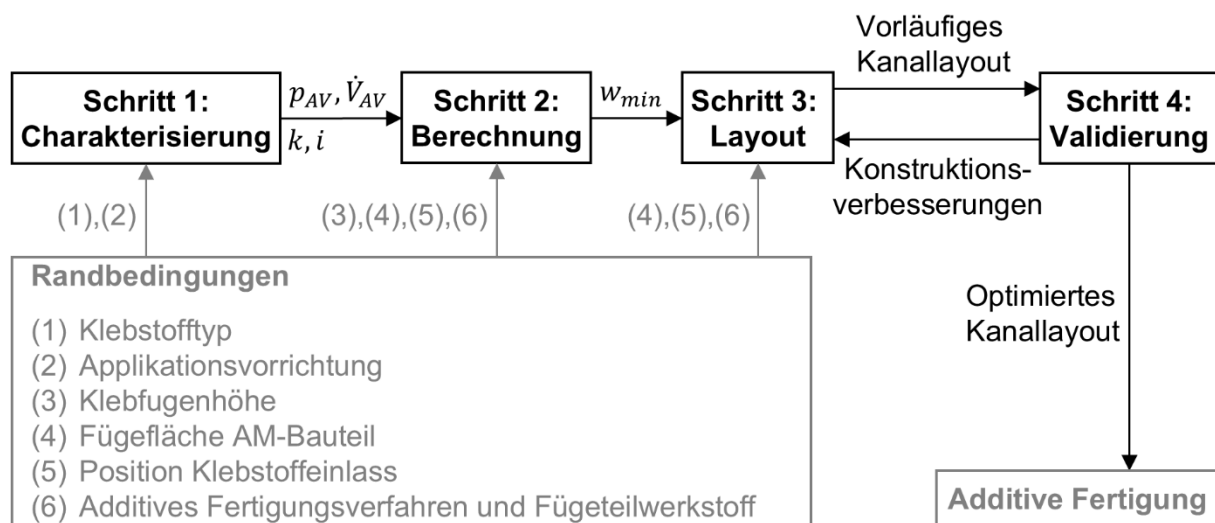


Abbildung 3-1 Flussdiagramm zur schrittweisen Auslegung eines Kanallayouts für Injektionskanäle zur Klebstoffverteilung im Rahmen des Injektionsklebens [136]

Vor Anwendung des Konstruktionsleitfadens müssen die Randbedingungen der Verbindungsaufgabe bekannt sein:

- **Klebstofftyp**
Auswahl in Abhängigkeit der Fügeartikelwerkstoffe und unter Berücksichtigung funktionaler Anforderungen an die Verbindung (z. B. Belastungsart, Kapitel 2.1.1)
- **Applikationsvorrichtung**
Auswahl in Abhängigkeit des Klebstofftyps
- **Klebfughöhe**
Auslegung in Abhängigkeit des Klebstofftyps
- **Fügefläche AM-Bauteil**
Auslegung in Abhängigkeit der Fügeartikeltopologie und funktionalen Anforderungen an die Verbindung (z. B. Festigkeit)
- **Position Klebstoffeinlass**
Positionierung in Abhängigkeit der Topologie des AM-Bauteils
- **Additives Fertigungsverfahren und Fügeartikelwerkstoff**
Definition der geometrischen Gestaltungsmöglichkeiten im Rahmen der Kanalauslegung

Ausgehend von den Randbedingungen werden in Schritt 1 die hydraulische Leistung der Applikationsvorrichtung (Maximaldruck p_{AV} und maximaler Volumenstrom \dot{V}_{AV}) sowie die rheologischen Eigenschaften des Klebstoffs (Konsistenz k und Fließindex i) charakterisiert. Darauf aufbauend wird in Schritt 2 der minimale Klebstoffausbreitungsradius w_{min} innerhalb der Klebfuge berechnet, der als zentrales Kriterium für die Auslegung eines vorläufigen Kanallayouts in Schritt 3 dient. Abschließend wird in Schritt 4 die Fähigkeit dieses Layouts zur vollständigen Anreicherung der Klebfuge mit Klebstoff, entweder experimentell oder simulationsbasiert, validiert. Resultierende Konstruktionsverbesserungen werden iterativ zur Optimierung des vorläufigen Kanallayouts genutzt, bis das AM-Fügeteil mit optimiertem Kanallayout dem additiven Fertigungsprozess zugeführt werden kann.

3.1.1 Schritt 1: Charakterisierung von Klebstoff und Applikationsvorrichtung

Das mechanische Verhalten der Rohr- und Spaltströmung des Klebstoffs innerhalb der Injektionskanäle und der Klebfuge wird durch die Klebstoffviskosität bestimmt. Sie beschreibt den Zusammenhang zwischen der Schubspannung τ und der Scherrate $\dot{\gamma}$ und ist grafisch als Fließkurve darstellbar. Zur mathematischen Beschreibung der Viskosität von scherent- oder -verzähenden Fluiden eignet sich das Potenzgesetz nach Ostwald und de Waele (Gleichung (3-1)) [137].

$$\tau = k\dot{\gamma}^i \quad (3-1)$$

Die Konsistenz k und der Fließindex i können aus der Fließkurve des Klebstoffs durch eine Regressionsanalyse nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate [138] ermittelt werden. Die hydraulische Leistungsfähigkeit der Applikationsvorrichtung wird durch den maximalen Druck p_{AV} sowie den maximalen Volumenstrom \dot{V}_{AV} charakterisiert. Sofern diese Kenngrößen nicht bekannt sind, müssen sie durch geeignete Verfahren zur Druck- und Durchflussmessung experimentell bestimmt werden.

3.1.2 Schritt 2: Berechnung des minimalen Klebstoffausbreitungsradius

Da die Klebfugenhöhe h deutlich geringer als die zugehörigen Querabmessungen der Klebfuge ausfällt, breitet sich der Klebstoff näherungsweise konzentrisch zu den Klebstoffauslässen innerhalb der Klebfuge aus. Der minimale Klebstoffausbreitungsradius w_{min} wird durch den Druckverlust begrenzt, der sich durch die Rohrströmung innerhalb der Verteilungskanäle und der Spaltströmung des Klebstoffs in der Klebfuge einstellt. Dementsprechend lässt sich der minimale Klebstoffausbreitungsradius w_{min} als eine Funktion folgender Parameter betrachten:

- Maximaler Druck p_{AV} und maximaler Volumenstrom \dot{V}_{AV} der Applikationsvorrichtung
- Konsistenz k und Fließindex i des Klebstoffs
- Klebfugenhöhe h und Kanalradius r_i

Für die voll entwickelte, inkompressible und laminare Klebstoffströmung durch ein zylindrisches Rohr mit Radius r_i wird das entsprechende Geschwindigkeitsprofil $u_R(r)$ durch Gleichung (3-2) beschrieben, wobei Z und r die Längs- bzw. Radialkoordinate des Rohrs bezeichnen. Der Druckgradient in Strömungsrichtung ist durch $|dp/dZ|$ beschrieben [137].

$$u_R(r) = \left(\frac{1}{2k} \left| \frac{dp}{dZ} \right| \right)^{1/i} \left(\frac{i}{i+1} \right) \left(r_i^{\frac{1+i}{i}} - r^{\frac{1+i}{i}} \right) \quad (3-2)$$

Unter der Annahme einer konstanten Klebfugenhöhe h lässt sich auch das Geschwindigkeitsprofil $u_S(y)$ der Klebstoffströmung mit konzentrischer Ausbreitungsrichtung innerhalb der Klebfuge ableiten. Die Koordinate entlang der Klebfugenhöhe wird durch die Variable y und die radiale Koordinate mit der Variablen ϑ bezeichnet, wodurch der Druckgradient in Strömungsrichtung durch $|dp/d\vartheta|$ beschrieben ist (Gleichung (3-3)) [137].

$$u_S(y) = \left(\frac{1}{2k} \left| \frac{dp}{d\vartheta} \right| \right)^{1/i} \left(\frac{i}{i+1} \right) \left[\left(\frac{h}{2} \right)^{\frac{1+i}{i}} - y^{\frac{1+i}{i}} \right] \quad (3-3)$$

Werden die Geschwindigkeitsprofile in Gleichung (3-2) und Gleichung (3-3) über die entsprechenden Strömungsquerschnitte integriert, so ergibt sich der Volumenstrom der Klebstoffströmung innerhalb der Verteilungskanäle entsprechend Gleichung (3-4) und der Volumenstrom der Klebstoffströmung innerhalb der Klebfuge nach Gleichung (3-5).

$$\dot{V}_R = 2\pi \int_0^{r_i} r u_R(r) dr = \left(\frac{\pi i}{3i+1} \right) \left(\frac{1}{2k} \left| \frac{dp}{dZ} \right| \right)^{1/i} \left(r_i^{\frac{1}{i+3}} \right) \quad (3-4)$$

$$\dot{V}_S = 4\pi \int_0^{\frac{h}{2}} w u_S(y) dy = \left(2\pi i w h^{\frac{2i+1}{i}} \right) \left(\frac{1}{4k} \left| \frac{dp}{d\vartheta} \right| \right)^{1/i} (2i+1)^{-1} \quad (3-5)$$

Der Strömungsquerschnitt des Verteilungskanals stellt einen Kreisquerschnitt mit Radius r_i dar. Der Strömungsquerschnitt der Klebfuge entspricht der Mantelfläche eines Zylinders mit der Höhe h und dem Radius w . Bei w handelt es sich um den Klebstoffausbreitungsradius entlang der ϑ -Richtung, der die radiale Ausbreitung des Klebstoffs innerhalb der Klebfuge nach Austritt aus einem Verteilungskanal beschreibt.

Während des Injektionsvorgangs strömt der Klebstoff durch die Verteilungskanäle und die Klebfuge, bis ein Gleichgewichtszustand erreicht wird. In diesem Zustand entspricht der Maximaldruck der Applikationsvorrichtung dem Gesamtdruckverlust des Strömungsgebiets.

Entsprechend Gleichung (3-6) setzt sich der Gesamtdruckverlust aus dem Druckverlust der Klebstoffrohrströmung Δp_R innerhalb eines Verteilungskanals mit der Länge L_{max} und dem Druckverlust der Klebstoffspaltströmung Δp_S innerhalb der Klebfuge entlang des minimalen Klebstoffausbreitungsradius w_{min} zusammen. Bei L_{max} handelt es sich um den maximalen Abstand zwischen dem Klebstoffeinlass und der Klebfuge, der in guter Näherung als Summe der kürzesten Verbindung vom Klebstoffeinlass zur Klebfuge und dem halben Umfang der Fügefläche angenommen werden kann.

$$p_{AV} = \Delta p_R + \Delta p_S = \left| \frac{dp}{dZ} \right| L_{max} + \left| \frac{dp}{d\vartheta} \right| w_{min} \quad (3-6)$$

Zur Bestimmung des minimalen Klebstoffausbreitungsradius w_{min} wird das nichtlineare System der Gleichungen (3-4), (3-5) und (3-6) unter der Annahme $r_i = r_{i,min}$ gelöst. Unter Berücksichtigung des minimal realisierbaren Innenradius $r_{i,min}$ (abhängig vom additiven Fertigungsverfahren) sollen die strukturelle Integrität des AM-Bauteils gewährleistet und der Verlust an Klebfläche (durch den Flächeninhalt der Auslässe in der Klebfuge) minimiert werden.

3.1.3 Schritt 3: Geometrische Ausgestaltung des Kanallayouts

Zur Entwicklung eines vorläufigen Layouts der Verteilungskanäle innerhalb des AM-Bauteils wird die abgewickelte Fügefläche des AM-Bauteils (Flächeninhalt $A_{Kleb,nom}$) durch äquidistante Kreise mit Radius w_{min} bedeckt. Der Mittelpunkt jedes Kreises entspricht der Position eines Klebstoffauslasses des AM-Bauteils in die Klebfuge. Die Mindestanzahl an Auslässen n_{min} wird nach Gleichung (3-7) bestimmt.

$$n_{min} = \frac{A_{Kleb,nom}}{w_{min}^2 \pi} \quad n_{min} \in \mathbb{N}^+ \quad (3-7)$$

Nachdem nun die Position des Klebstoffeinlasses wie auch die der Klebstoffauslässe bekannt sind, werden sie mit Hilfe eines CAD-Systems durch Verteilungskanäle mit Radius $r_{i,min}$ innerhalb des AM-Bauteils verbunden. Bezüglich des Kanalquerschnitts ist dabei auf fertigungstechnische Besonderheiten des additiven Fertigungsverfahrens zu achten, sodass die durchströmte Querschnittsfläche des gedruckten Verteilungskanals nicht die zugrunde gelegte Nennquerschnittsfläche der Auslegungsrechnung ($r_{i,min}^2 \pi$) unterschreitet. Bezüglich des longitudinalen Kanalverlaufs ist wiederum sicherzustellen, dass die Kanallänge den maximalen Abstand zwischen Klebstoffeinlass und Klebfuge L_{max} nicht überschreitet und die minimal darstellbare Wandstärke des additiven Fertigungsverfahrens eingehalten wird. In hochbeanspruchten Bereichen ist eine gezielte Führung der Verteilungskanäle erforderlich, um

einer unzulässigen Schwächung des tragenden Querschnitts entgegenzuwirken. Sollte sich der zur Verfügung stehende Bauraum innerhalb des AM-Bauteils als unzureichend darstellen, können die Kanäle auch rohrförmig außerhalb des AM-Bauteils geführt und an der Außenseite des AM-Bauteils abgestützt werden (Ringplaneten-Struktur). Das Ergebnis dieses Schrittes stellt ein 3D-CAD-Modell des vorläufigen Kanallayouts dar.

3.1.4 Schritt 4: Validierung des Kanallayouts

Der letzte Schritt der Kanalauslegung dient der Validierung des vorläufigen Kanallayouts hinsichtlich einer vollständigen Anreicherung der Klebfuge mit Klebstoff. Geeignete Methoden stellen sowohl die experimentelle Absicherung mit Hilfe physischer Visualisierungsmodelle [50] wie auch die simulationsbasierte Absicherung mittels numerischer Strömungsrechnung (engl. *Computational Fluid Dynamics*, CFD) dar. Zur Herstellung physikalischer Visualisierungsmodelle bietet sich Kunstharz an, das mittels Stereolithografie zu einem transparenten Modell des AM-Fügeteils verarbeitet wird. Wird der Klebstoff in das Modell injiziert, kann die Klebstoffströmung in den Verteilungskanälen und der Klebfuge beobachtet und die Eignung des Kanallayouts qualitativ bewertet werden. Der Vorteil dieser Vorgehensweise ist der geringe Aufwand zur Realisierung; eine Quantifizierung der Ergebnisse ist jedoch kaum möglich, was die Ableitung von Konstruktionsverbesserungen erschwert. Darüber hinaus ist die Validität des Visualisierungsmodells kritisch zu prüfen, da Abweichungen bezüglich der Fertigungsgenauigkeit die Vergleichbarkeit der Ergebnisse beeinträchtigen können. Zur CFD-basierten Validierung des vorläufigen Kanallayouts eignet sich eine Mehrphasenanalyse. Hierbei wird die Umgebungsluft (Primärphase) in den Kanälen und der Klebfuge sukzessive durch den einströmenden Klebstoff (Sekundärphase) verdrängt. Der Modellierungsaufwand zur Umsetzung dieser Methode ist zwar deutlich höher, ermöglicht jedoch die Quantifizierung der Klebstoffverteilung. Dadurch können Konstruktionsverbesserungen gezielt abgeleitet, mittels CAD umgesetzt und in einem iterativen Prozess erneut validiert werden.

3.2 Anwendungsbeispiel: einfachüberlappte Muffenklebung

Im Folgenden wird die Anwendung des in Kapitel 3.1 beschriebenen Konstruktionsleitfadens anhand einer einfachüberlappten Klebeverbindung zwischen einer zylindrischen PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe (Außendurchmesser 50 mm) und einem kaltgezogenen Aluminium-Rundprofil (EN AW-6061 nach DIN EN 573-3:2024-03 [139]) beschrieben. Für die Verbindung wurde ein zähmodifizierter 2K-Strukturklebstoff auf Epoxidharzbasis (Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland) gewählt (siehe Kapitel 1.2). Bei den Komponenten des

Klebstoffs handelt es sich um modifiziertes Epoxidharz und modifiziertes Polyamin, die zeitgleich mit einer manuellen Kartuschenpressvorrichtung über eine Einwegmischdüse appliziert und dabei in einem Volumenverhältnis von 2:1 gemischt werden.

Das Aluminium-Rundprofil ($\emptyset 30 \times h 9$) weist einen maximalen Außendurchmesser von $D_{max} = 30,000$ mm auf und überlappt die außenliegende Muffe über eine Länge von $L_{\ddot{u}} = 30,0$ mm. Der Profilquerschnitt des Rundprofils liegt bündig auf dem Grund der Muffe auf.

Um eine kontinuierliche Klebstoffanreicherung der Klebfuge bei möglichst geringer Kanallänge zu gewährleisten, wird der Klebstoffeinlass auf der Mantelfläche der Muffe in Höhe des Muffengrundes positioniert. Dadurch kann die Umgebungsluft gezielt vom Start der Überlappung am Muffengrund bis zum Ende der Überlappung am Muffenmund verdrängt werden, um Lufteinschlüsse zu vermeiden. Der minimale Innendurchmesser der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe wurde nach optischer Vermessung mittels 3D-Profilometrie (VR-5000, Keyence, Osaka, Japan) zu $d_{min} = 30,170$ mm (bei $d_{nom} = 30,200$ mm) ausgewertet, wodurch sich die minimale Klebfugenhöhe zu $h_{min} = 0,085$ mm ergibt (Kapitel 3.3.1).

Schritt 1. Der Maximaldruck der Kartuschenpressvorrichtung wurde mit einem digitalen Manometer zu $p_{AV} = 18,9$ bar bestimmt. Um eine Verunreinigung des Druckmessgeräts durch Klebstoff zu verhindern, wurde dieser nicht unmittelbar in das Manometer injiziert, sondern die Mischdüse der Kartuschenpressvorrichtung über ölgefüllte Hydraulikverschraubungen mit dem Messgerät verbunden. Der maximale Volumenstrom der Applikationsvorrichtung wurde mittels Wägung zu $\dot{V}_{AV} = 0,37$ cm³/s bestimmt. Der Klebstoff wurde wiederholt ($n = 20$) über eine Dauer von 3 s bei Maximaldruck auf eine elektronische Feinwaage appliziert und dabei ein durchschnittlicher Massenstrom von $\dot{m}_{AV} = 0,37$ g/s identifiziert. Der entsprechende Volumenstrom ergibt sich, indem der Massenstrom auf die Klebstoffdichte $\rho_{DP490} = 1,0$ g/cm³ (Datenblatt) bezogen wird.

Die Fließkurve des 2K-Klebstoffs wurde durch rheologische Messungen in Anlehnung an DIN EN 12092:2002-08 [140] ermittelt. Hierzu wurden die zwei Komponenten des Klebstoffs separat in einem Rotationsviskosimeter HR 30 (TA Instruments, New Castle, DE, USA) zwischen zwei konzentrischen Zylindern bei identischen Drehzahlen [141] geschert und aus den Drehzahlen, dem gemessenen Drehmoment sowie den geometrischen Abmessungen der Zylinder auf die entsprechenden Scherraten $\dot{\gamma}$ und Schubspannungen τ_{EP} sowie τ_{PA} geschlossen. Anschließend wurden die Schubspannungen entsprechend dem Mischverhältnis gewichtet, um nach Gleichung (3-8) die Klebstoffschubspannung τ_{DP490} zu berechnen.

$$\tau_{DP490} = (2\tau_{EP} + \tau_{PA})/3 \quad (3-8)$$

Aus den Datenpunkten der Klebstoffschubspannung τ_{DP490} als Funktion der Scherrate $\dot{\gamma}$ wurde mittels nichtlinearer Regressionsanalyse nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ($R^2 > 98\%$) gemäß dem Potenzgesetz in Gleichung (3-1) die Konsistenz des Klebstoffs zu $k = 185 \text{ Pa} \cdot \text{s}$ und der Fließindex zu $i = 0,31$ identifiziert (siehe Anhang A).

Schritt 2. Durch Addition der Muffenwandstärke von 10 mm und des halben Umfangs der abgewickelten Fügefläche $U/2 = (30,2\pi + 30) \text{ mm}$ ergibt sich der maximale Abstand zwischen Klebstoffeinlass und Klebfuge zu $L_{max} = 135 \text{ mm}$. Unter der Annahme eines minimalen Kanalradius von $r_{i,min} = 1,0 \text{ mm}$ berechnet sich der minimale Ausbreitungsradius des Klebstoffs innerhalb der Klebfuge durch numerische Lösung des Systems der Gleichungen (3-4), (3-5) und (3-6) mit der Berechnungsumgebung MATLAB R2022B (Mathworks, Natick, MA, USA) zu $w_{min} = 10,9 \text{ mm}$.

Schritt 3. Der zweistufige Arbeitsablauf zur geometrischen Ausgestaltung eines vorläufigen Kanallayouts ist in **Abbildung 3-2** dargestellt.

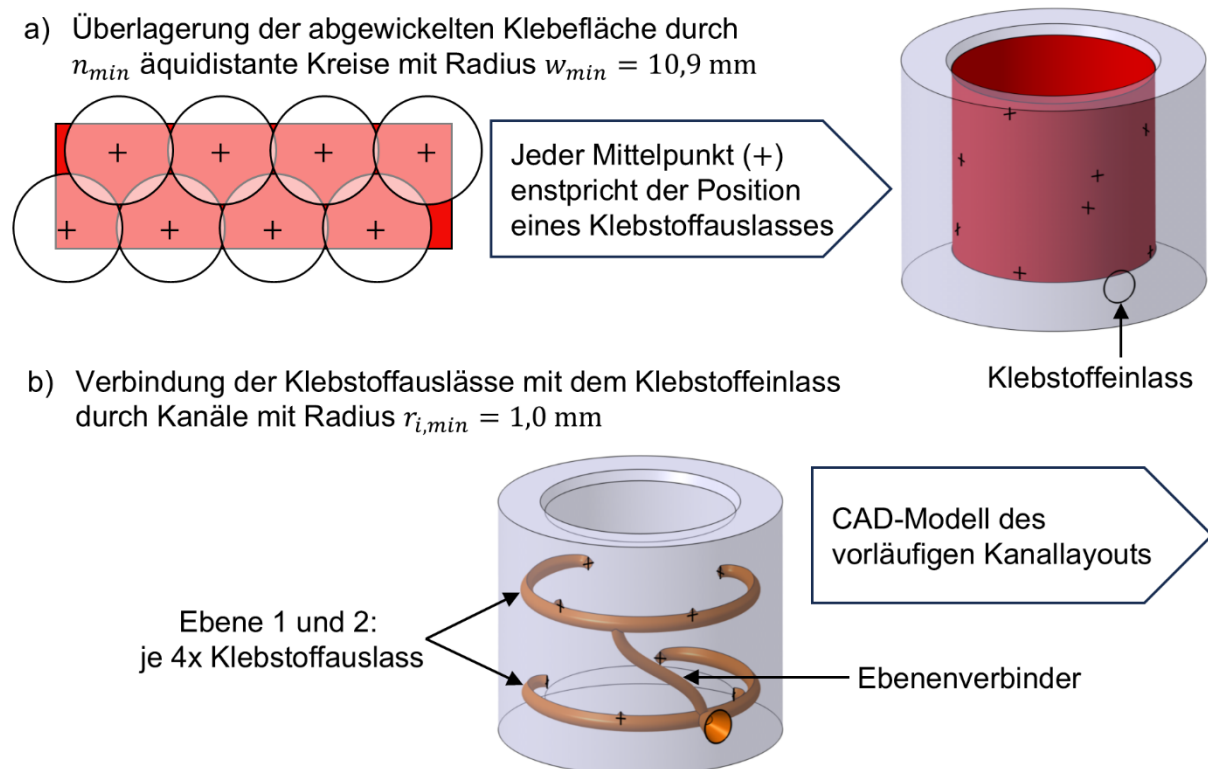


Abbildung 3-2 Geometrische Ausgestaltung eines vorläufigen Layouts der Verteilungskanäle: a) Positionierung der Klebstoffauslässe und b) 3D-CAD-Konstruktion der Kanäle [136]

Zunächst wird die abgewickelte Fügefläche der Muffe entsprechend Gleichung (3-7) mit $n_{min} = 8$ äquidistanten Kreisen mit Radius $w_{min} = 10,9$ mm überlagert, wobei jeder Kreismittelpunkt der Position eines Klebstoffauslasses von der Muffe in die Klebfuge entspricht. Darauf aufbauend werden die Klebstoffauslässe mittels eines CAD-Systems (CATIA V5-6R2016, Dassault Systèmes, Vélizy-Villacoublay, Frankreich) über Verteilungskanäle mit dem Klebstoffeinlass zu einem 3D-CAD-Modell des vorläufigen Kanallayouts verbunden.

Zur Berücksichtigung PBF-LB/M-spezifischer Fertigungseinschränkungen wurde der Kanalquerschnitt in Form einer vertikalorientierten 45°-Tropfenform ausgeführt [115, 116] und der minimale Kanalinnenradius zu $r_{i,min} = 1,0$ mm gewählt. Die Entscheidung hierzu geht auf experimentelle Voruntersuchungen zurück, in deren Rahmen die Strömungsquerschnitte von PBF-LB/AlSi10Mg-Kanälen mit einem 3D-Profilometer (VR-5000, Keyence, Osaka, Japan) ermittelt wurden. Die untersuchten Kanalquerschnitte weisen kreis- und 45°-tropfenförmige Konturen mit Nominaldurchmessern $d_{nom} \in [1,0 \text{ mm}; 0,5 \text{ mm}; 2,5 \text{ mm}]$ auf. Zur Auswertung wurde der gemessene Strömungsquerschnitt A_{Mess} auf den theoretischen Flächeninhalt eines Kreises A_{Theo} mit identischem Nominaldurchmesser bezogen. Anhand der Ergebnisse wird deutlich, dass die Bedingung $A_{Mess}/A_{Theo} \geq 1$ (Grundlage der Auslegungsrechnung in Schritt 2) infolge von Versinterung und Absackeffekten [115, 116] nur unter Verwendung der 45°-Tropfenform mit $d_{nom} \geq 2,0$ mm erfüllt werden kann (Anhang B).

Zur weiteren Berücksichtigung PBF-LB/M-spezifischer Fertigungsrestriktionen wurde der longitudinale Verlauf der Kanäle derart gewählt, dass die Entfernung von Restpulver aus den Kanälen begünstigt wird. Hierzu wurden in sich geschlossene Kanalverläufe vermieden und die Kanallänge möglichst kurz gewählt, sodass Restpulver bei Beaufschlagung des Klebstoffeinlasses mit Druckluft über die Klebstoffauslässe entweichen kann.

Das vorläufige Kanallayout wird durch zwei Ebenen charakterisiert, die orthogonal zur Rotationsachse der Muffe ausgerichtet sind. Die Schnittkurven dieser Ebenen mit der zylindrischen Fügefläche bilden jeweils einen Kreis, auf dem vier Klebstoffauslässe in gleichen Abständen angeordnet sind. Die Auslässe der ersten Ebene sind gegenüber denen der zweiten Ebene um 45° entlang der Rotationsachse der Muffen versetzt angeordnet. Der Verbindungskanal (Ebenenverbinder) zwischen den Ebenen schließt zentral zwischen den vier Auslässen jeder Ebene an.

Schritt 4. Um die Fähigkeit des vorläufigen Kanallayouts zur vollständigen Anreicherung der Klebfuge zu validieren, wird auf Basis des 3D-CAD-Modells der Verteilungskanäle eine pseudotransiente (implizite) CFD-Analyse des Klebstoffinjektionsvorgangs nach der VOF-

Methode (engl. *Volume of Fluid*) [142] mit Hilfe der CFD-Software Fluent 2021 R2 (Ansys, Canonsburg, PA, USA) durchgeführt. Zu Beginn der Simulation ist das Volumen des Strömungsgebiets vollständig mit der Primärphase (Luft) gefüllt. Für Zeitpunkte $t > 0$ strömt die Sekundärphase (Klebstoff) mit einem konstanten Massenstrom von $\dot{m}_{in} = \dot{m}_{AV}$ durch eine zylindrische Einlaufverlängerung (CFD-Einlass) in den Klebstoffeinlass der Muffe. Über die Verteilungskanäle gelangt der Klebstoff zu den Klebstoffauslässen und tritt von dort in die rohrförmige Klebfuge ein, um schließlich an der oberliegenden Stirnfläche (CFD-Auslass) bei einem Relativdruck von $p_{out} = 0$ bar aus dem Strömungsgebiet auszutreten (**Abbildung 3-3**).

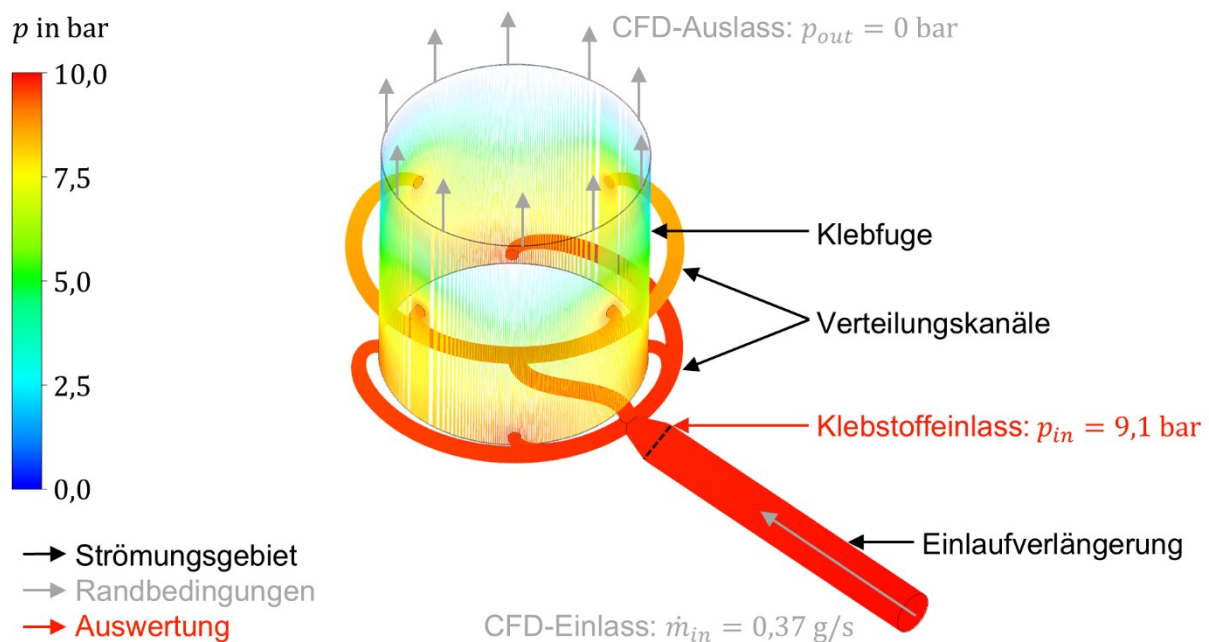


Abbildung 3-3 Konturdiagramm des Relativdrucks im Strömungsgebiet für die implizite CFD-Analyse der Klebstoffinjektion in das vorläufige Kanallayout nach der VOF-Methode (Konvergenzzustand) [136]

Modellierung. Die Wandstärke der rohrförmigen Klebfuge wurde zu $h = 0,085$ mm und die Länge zu $L_{\ddot{u}} = 30$ mm modelliert. An die untenliegende Stirnfläche der Klebfuge schließt die Muffe an, sodass hier Impermeabilität angenommen wurde. Die Simulation konvergiert, wenn der Klebstoff mit dem am Einlass vorgegebenen Massenstrom aus dem CFD-Auslass austritt ($\dot{m}_{in} = \dot{m}_{out}$). Die Diskretisierung des Strömungsgebiets erfolgte mit Polyeder-Elementen, wobei auf die Klebfughöhe eine Mindestanzahl von sieben Elementen entfällt. Die Viskosität des Klebstoffs wurde gemäß dem Potenzgesetz nach Ostwald und de Waele (Gleichung (3-1)) mit $k = 185$ Pa · s und $i = 0,31$ modelliert.

Validierung. Zur Validierung der strömungsmechanischen Eigenschaften des CFD-Modells wurde ein Vergleich mit experimentellen Daten herangezogen. In einem physikalischen Versuch wurde der Klebstoff mit dem Maximaldruck der Applikationsvorrichtung in ein transparentes

Acrylrohr (Innendurchmesser 5 mm) injiziert und die resultierende Fülllänge zu 1568 mm ermittelt. Anschließend wurde ein CFD-Modell des Versuchsaufbaus nachempfunden und der Injektionsvorgang des scherverdünnenden Klebstoffs nach der VOF-Methode simuliert. Der Klebstoff strömt im Rahmen der Simulation mit einem Massenstrom von $\dot{m}_{AV} = 0,37 \text{ g/s}$ in das Rohr, wofür sich nach einer Rohrlänge von 1568 mm ein Druckverlust von 18,3 bar einstellt. Dieser stimmt in guter Näherung mit dem experimentell ermittelten Maximaldruck der Applikationsvorrichtung von $p_{AV} = 18,9 \text{ bar}$ überein und spricht damit für die physikalische Konsistenz des CFD-Modells sowie dessen Eignung zur Analyse des Klebstoffinjektionsvorgangs in das vorläufige Kanallayout.

Ergebnisse. Im Konvergenzzustand ergibt sich der Relativdruck am Klebstoffeinlass des vorläufigen Kanallayouts zu $p_{in} = 9,1 \text{ bar}$ (**Abbildung 3-3**). Da der Relativdruck am Klebstoffauslass zu $p_{out} = 0 \text{ bar}$ angenommen wurde, entspricht der Relativdruck am Klebstoffeinlass dem Gesamtdruckverlust des vorläufigen Kanallayouts. Dass der Gesamtdruckverlust hinter dem Maximaldruck der Applikationsvorrichtung ($p_{AV} = 18,9 \text{ bar}$) zurückbleibt, gilt als Grundvoraussetzung für die Eignung des vorläufigen Kanallayouts.

Da im Rahmen der VOF-Methode eine zusätzliche Gleichung für den Füllgrad gelöst wird [143], kann in jedem Element des Strömungsgebiets eine Aussage über den Volumenanteil der unterschiedlichen Phasen getroffen werden. Die Auswertung des Füllgrads im Konvergenzzustand zeigt Lufteinschlüsse innerhalb der Klebfuge mit einem Gesamtvolumenanteil von 6,6 % (**Abbildung 3-4**, oben links). Diese sind auf die kreisförmige Kontur der Klebstofffronten zurückzuführen, die sich annähernd gleichzeitig von den Klebstoffauslässen der ersten und zweiten Ebene ausbreiten.

Konstruktionsverbesserungen. Bei den empirisch abgeleiteten Konstruktionsverbesserungen zur effizienteren Verdrängung der Umgebungsluft handelt es sich um einen zusätzlichen Klebstoffauslass pro Ebene, wodurch sich die kreisförmige Ausprägung der Klebstofffronten reduziert, sowie einen verlängerten Ebenenverbinder, der den Klebstoffaustritt aus den Auslässen der zweiten Ebene verzögert (**Abbildung 3-4**, oben rechts).

Eine komplementäre CFD-Analyse des Klebstoffinjektionsvorgangs in das optimierte Kanallayout zeigt, dass der Gesamtvolumenanteil der Umgebungsluft im Konvergenzzustand von 6,6 auf 3,9 % gesunken ist. Darüber hinaus kann die Anzahl der Recheniterationen zur Reduktion des Luftvolumens auf 6,6 % halbiert werden (**Abbildung 3-4**, unten). Dies spricht für die Vollständigkeit und Effizienz der Klebstoffverteilung unter Verwendung des optimierten Kanallayouts.

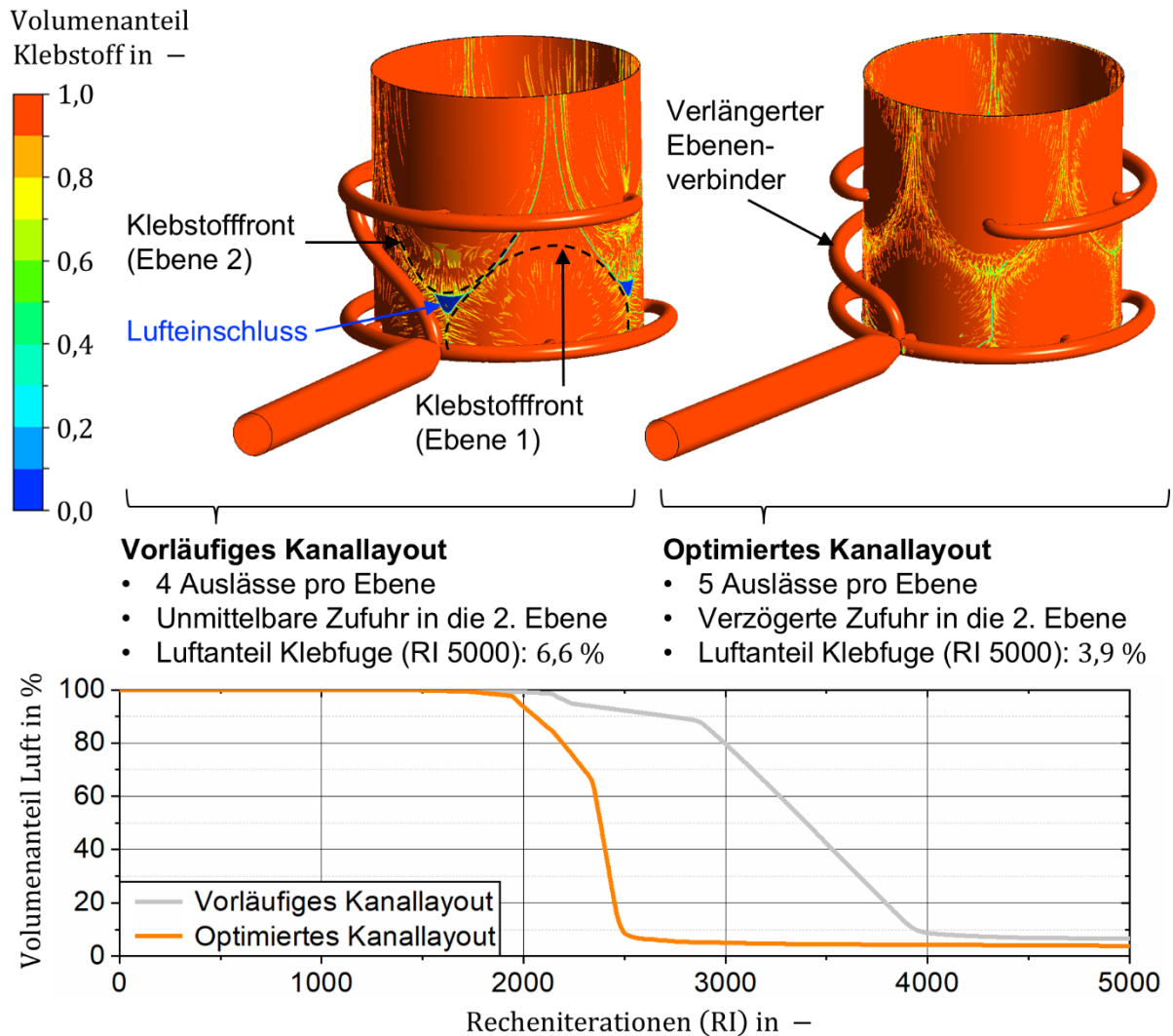


Abbildung 3-4 Konturdiagramm des Klebstoffvolumenanteils im Konvergenzzustand für unterschiedliche Kanallayouts (oben) und Volumenanteil der Umgebungsluft als Funktion der Berechnungsiterationen (unten) [136]

Fazit. Entsprechend der geschilderten Erkenntnisse wird das CAD-Modell des optimierten Kanallayouts mithilfe boolescher Subtraktionsoperationen vom CAD-Modell der zylindrischen Muffe abgezogen, um das resultierende Modell dem additiven PBF-LB/M-Fertigungsprozess zuzuführen. Eine sinnvolle Ergänzung zu den bereits vorgestellten Konstruktionsverbesserungen können feine Entlüftungsbohrungen ($d_{nom} \approx 0,5 \text{ mm}$) in der Muffe darstellen, die orthogonal zur Fügefläche ausgerichtet sind und gezielt in den Bereichen der Klebfuge mit hohem Luftvolumenanteil ansetzen.

3.3 Experimentelle Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit

Im Folgenden werden statische Zugscherversuche an einfachüberlappten Muffenklebungen gemäß Kapitel 3.2 beschrieben, die darauf abzielen, den Einfluss der Klebstoffapplikationstechnik auf die Verbindungsfestigkeit zu quantifizieren. Um die Einflussanalyse auf unterschiedliche Werkstoffkombinationen mit variierendem

Adhäsionsverhalten auszuweiten, wurden ergänzend zu den Verklebungen mit Aluminium-Rundprofil auch solche mit UD-CFK-Rohr untersucht.

Kapitel 3.3.1 widmet sich den geometrischen Merkmalen der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen, welche die praktische Umsetzung unterschiedlicher Klebstoffapplikationskonzepte ermöglichen. Anschließend werden der Fertigungsprozess der Zugproben sowie die Prüfparameter beschrieben. In Kapitel 3.3.2 folgt die Auswertung und Diskussion der Ergebnisse der unterschiedlichen Fügeteilkombinationen.

3.3.1 Materialien und Methoden

Klebstoffapplikationskonzepte. Bei den untersuchten Klebstoffapplikationskonzepten handelt es sich um die in Kapitel 3.1 und 3.2 beschriebene Injektionsklebung in additiv gefertigte Kanäle, die Injektionsklebung in subtraktiv fertigmessbare Bohrungen [8, 50] und den Klebstoffvorausfrag. Zur praktischen Umsetzung dieser Konzepte werden PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen (Außendurchmesser 50 mm) mit unterschiedlichen geometrischen Merkmalen ausgeprägt (**Abbildung 3-5**).

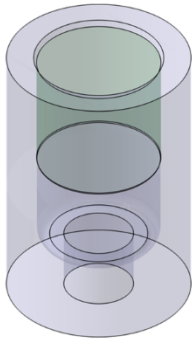
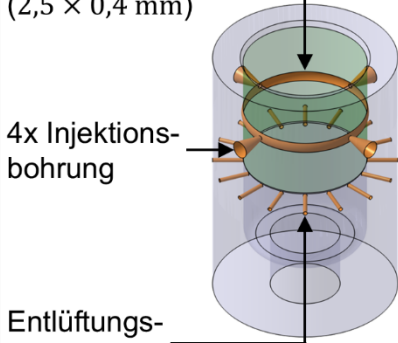
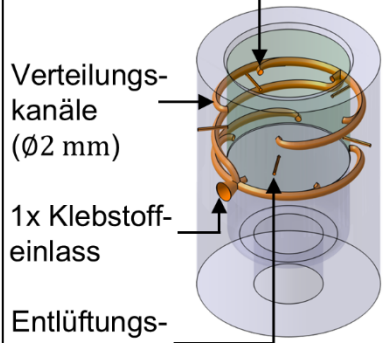
Applikationskonzept	Vorausfrag (VA)	Injektion Subtraktive Fertigung (ISF)	Injektion Additive Fertigung (IAF)
Geometrische Merkmale <ul style="list-style-type: none"> • Fügefläche • Applikationsgeometrien 			

Abbildung 3-5 Geometrische Merkmale von PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen zur praktischen Umsetzung unterschiedlicher Klebstoffapplikationskonzepte [144]

Im Rahmen des Klebstoffvorausfrags wird der Klebstoff vor dem Zusammenführen der Fügeteile mit einem Spatel auf die Fügeflächen vorausgetragen, sodass auf Injektions- oder Verteilungsgeometrien verzichtet werden kann (Kapitel 2.1.3). Bei der Injektionsklebung in subtraktiv fertigmessbare Geometrien werden die Fügeteile vor der Klebstoffapplikation zusammengeführt und der Klebstoff anschließend über vier konische Injektionsbohrungen in die Klebfuge zwischen die ausgerichteten Fügeteile injiziert. Zur Förderung einer gleichmäßigen Klebstoffverteilung über den gesamten Umfang wurde eine Verteilungsnut in

die Fügefläche eingebracht [50]. Über die Entlüftungsbohrungen ($\varnothing 0,5$ mm) am Muffengrund kann eingeschlossene Umgebungsluft aus der Klebfuge entweichen. Bei den geometrischen Merkmalen zur Umsetzung der AM-optimierten Injektionsklebung handelt es sich um das nach Kapitel 3.2 beschriebene optimierte Kanallayout, über das der Klebstoff nach der Injektion in einen einzelnen Einlass innerhalb der Muffe verteilt wird und anschließend an zehn Auslässen bedarfsgerecht in die Klebfuge ausströmt. Um Lufteinschlüsse zwischen den Auslässen zu vermeiden, wurden in den kritischen Bereichen der Klebfuge Entlüftungsbohrungen ($\varnothing 0,5$ mm) vorgesehen. Der Kanalquerschnitt beschreibt eine 45° -tropfenförmige Kontur mit einem Nominaldurchmesser von 2,0 mm.

Bei dem verwendeten Klebstoff handelt es um einen zähmodifizierten 2K-Klebstoff auf Epoxidharzbasis (Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland). Der nominale Flächeninhalt der Klebfläche ergibt sich für alle Muffen aus dem nominalen Außendurchmesser der Halbzeuge ($D_{nom} = 30,0$ mm) und der klebtechnischen Überlappungslänge ($L_{\ddot{u}} = 30,0$ mm) nach Gleichung (3-9) zu $A_{Kleb,nom} = 2827$ mm².

$$A_{Kleb,nom} = D_{nom}\pi L_{\ddot{u}} \quad (3-9)$$

Zugproben. Insgesamt wurden 24 PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen auf zwei Fertigungsanlagen hergestellt. Bei diesen handelt es sich um eine Nikon SLM Solutions (Lübeck, Deutschland) SLM 125 (SLM125) und eine DMG Mori (Bielefeld, Deutschland) LASERTEC 30 SLM (LT30). Die entsprechenden Prozessparameter sind in **Tabelle 3-1** aufgeführt.

Tabelle 3-1 Prozessparameter zur Herstellung von PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen auf einer LT30 und einer SLM125 PBF-LB/M-Fertigungsanlage

Fertigungsanlage	SLM125	LT30
Parameter	Volumen/Kontur	Volumen/Kontur
Scangeschwindigkeit [mm/s]	1650/730	1500/400
Laserleistung [W]	350/220	450/280
Laserspurabstand [μ m]	130/120	170/100
Fokusbereich [μ m]	72	120/65
Schichthöhe [μ m]	30	50
Rotationswinkel der Belichtung [$^\circ$]	67	53

Um Einflüsse unterschiedlicher Bauorientierung auf die Oberflächenqualität sowie auf die Form- und Maßhaltigkeit der Muffen auszuschließen, wurden diese aufrechtstehend (Rotationsachse parallel zur Bauichtung) gefertigt. Um eine feste Anbindung der Muffen an

die Bauplatte zu gewährleisten, wurde auf Stützstrukturen verzichtet und stattdessen die Unterseite der Muffen mit einem Aufmaß von 4 mm direkt auf der Bauplatte positioniert.

Entpulverung. Da die Injektionskanäle der IAF-Muffen nach Entnahme der Bauplatte aus der PBF-LB/M-Fertigungsanlage mit losem Restpulver gefüllt sind, kann die erfolgreiche Umsetzung der IAF-Klebung nur unter der Voraussetzung vollständiger Entpulverung erfolgen. Um dies zu gewährleisten, wurden verschiedene Maßnahmen zur Entpulverung mittels Wägung quantifiziert [144]. Die effizienteste Maßnahme stellt die mechanische Anregung der Bauplatte durch ein wassergefülltes Ultraschallbad und zeitgleiches Absaugen des trockenen Muffenhohlraums mit einem Nassabscheider dar (Anhang C). Dadurch, dass die pulvergefüllten Kanäle nicht im Wasser des Ultraschallbads getränkt werden, kann das Risiko der Pulveragglomeration minimiert werden. Zuletzt werden die Muffen mit einer Bandsäge von der Bauplatte getrennt und die Schnittfläche auf einer konventionellen Drehmaschine geplant.

Fügeteilkombinationen. Alle zwölf SLM125-Muffen (4x VA, 4x ISF und 4x IAF) wurden mit kaltgezogenen Aluminium-Rundprofilen (EN AW-6061 nach DIN EN 573-3:2024-03 [139], Außendurchmesser $\varnothing 30h9$, Länge 400 mm) gefügt, deren tatsächliche Außendurchmesser mit einer Bügelmessschraube zu $D_{Alu,max} = 30,000$ mm und $D_{Alu,min} = 29,965$ mm vermessen wurden. Die Innendurchmesser der Muffen ergeben sich durch optische Vermessung mit einem 3D-Koordinatenmessgerät (VL-550, Keyence, Osaka, Japan) zu $d_{SLM125,max} = 30,176$ mm und $d_{SLM125,min} = 30,170$ mm. Somit variiert die tatsächliche Klebfugenhöhe der Muffenklebung von SLM125-Muffen mit Aluminium-Rundprofil zwischen 0,085 und 0,106 mm. In gleicher Weise wurde bei den zwölf LT30-Muffen vorgegangen, von denen insgesamt drei Muffen (3x IAF) mit Aluminium-Rundprofil und neun Muffen (5x ISF und 4x IAF) mit UD-CFK-Rohr (Wickelverfahren, Wandstärke 2,0 mm, Außendurchmesser geschliffen zu $\varnothing(30 \pm 0,1)$ mm und Länge 350 mm) verklebt wurden.

Die maximalen und minimalen Durchmesser der CFK-Rohre sowie der LT30-Muffen ergeben sich zu $D_{CFK,max} = 30,086$ mm und $D_{CFK,min} = 30,053$ mm sowie $d_{LT30,max} = 30,299$ mm und $d_{LT30,min} = 30,227$ mm. Dementsprechend variiert die tatsächliche Klebfugenhöhe bei Verklebung der LT30-Muffen mit CFK-Rohr zwischen 0,071 und 0,123 mm und bei Verklebung mit Aluminium-Rundprofil zwischen 0,114 und 0,167 mm. Zur Fertigstellung der prüfbereiten Zugproben nach **Abbildung 3-6** schließen sich weitere Arbeitsschritte an, die im Folgenden stichpunktartig aufgelistet werden.

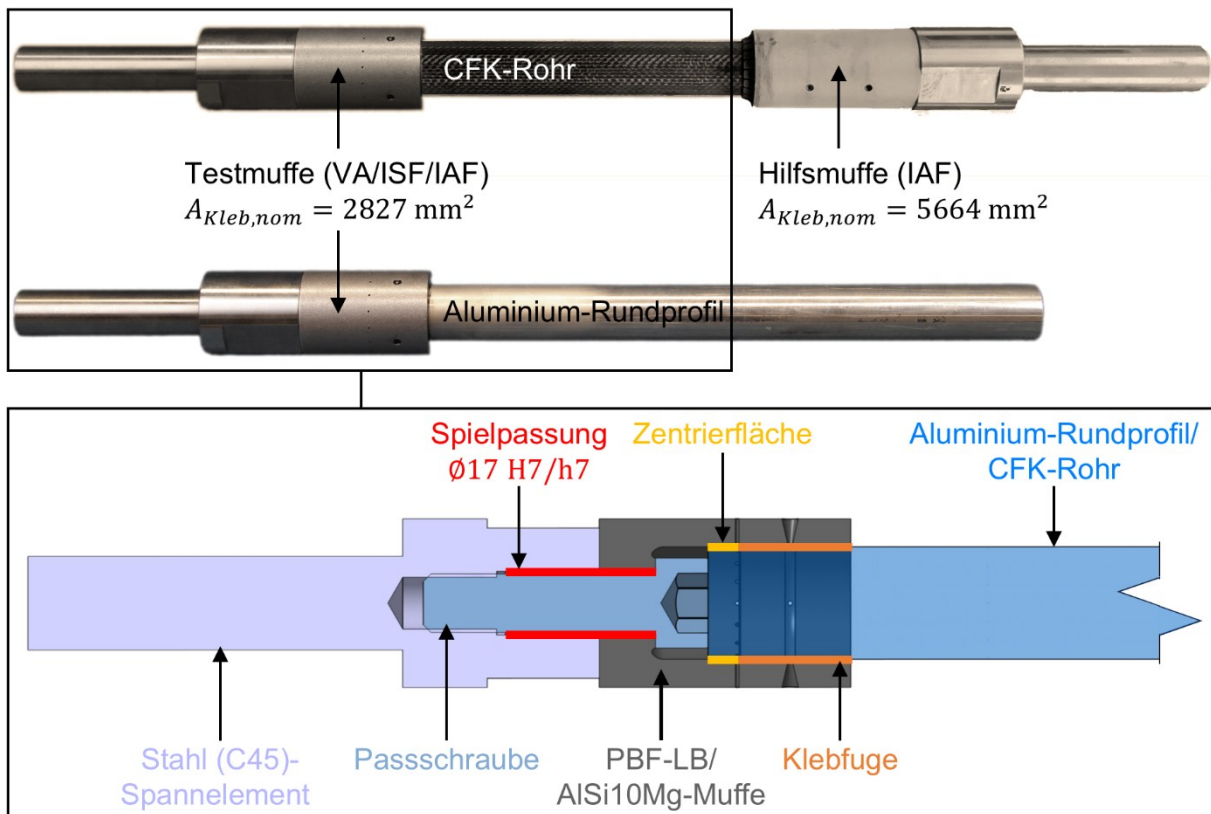


Abbildung 3-6 Geklebte Zugproben zur Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit unterschiedlicher Klebstoffapplikationskonzepte (VA, ISF und IAF) und schematische Schnittansicht einer exemplarischen Testmuffe [145]

- **Oberflächenvorbehandlung**

- i. Reinigung der Fügeflächen mit einem Polycellulose-Tuch und Isopropanol
- ii. Oberflächenmodifizierung
 - Aluminium-Rundprofil/CFK-Rohr: Manuelle Bearbeitung mit Schleifvlies (P1500)
 - PBF-LB/AISi10Mg-Muffen: Abrasivstrahlen mit Edelmetall (F200)
- iii. 10 min Reinigung der Fügeteile in Ultraschallbad mit Isopropanol
- iv. Spülen der Fügeteile mit entmineralisiertem Wasser
- v. 10 min Trocknung der Fügeteile bei 60 °C

- **Montage**

Verschraubung der PBF-LB/AISi10Mg-Muffen mit Stahl-(C45)-Spannelementen unter Verwendung einer Passschraube zur Gewährleistung der Konzentrität

- **Klebprozess**

VA (siehe **Abbildung 3-5**, links)

- i. Applikation des Klebstoffs auf die Fügeflächen beider Fügeteile mit einem Spatel
- ii. Zusammenführen der Fügeteile unter Ausführung einer Drehbewegung [11] und konzentrische Ausrichtung mittels Zentrierfläche

ISF (siehe **Abbildung 3-5**, mittig)

- i. Zusammenführen der Fügeteile und konzentrische Ausrichtung mittels Zentrierfläche
- ii. Alternierende Injektion des Klebstoffs in vier Injektionsbohrungen, bis der Klebstoff über den gesamten Umfang am Muffenmund aus der Klebfuge austritt

IAF (siehe **Abbildung 3-5**, rechts)

- i. Zusammenführen der Füge­teile und konzentrische Ausrichtung mittels Zentrierfläche
- ii. Injektion des Klebstoffs in einzelnen Klebstoffeinlass, bis der Klebstoff über den gesamten Umfang am Muffenmund aus der Klebfuge austritt

- **Aushärtung**

Sieben Tage bei Normklima (23 °C/50 %) [146]

Füge­teilausrichtung. Der nominale Innendurchmesser der Zentrierfläche (Höhe 8,5 mm) wurde mit $d_{nom} = 29,95$ mm so gewählt, dass sich für die in **Tabelle 3-1** angegebenen Fertigungsparameter sowohl mit dem Aluminium-Rundprofil als auch mit dem CFK-Rohr Übermaßpassungen einstellen. Im Einzelfall wurden die Zentrierflächen mit feinem Schleifpapier (P500) manuell nachbearbeitet, bis das Zusammenführen der Füge­teile ohne Hilfsmittel möglich war. Auf diese Weise wird die konzentrische Ausrichtung von Muffe und innenliegendem Halbzeug sichergestellt und zugleich ein unkontrolliertes Abfließen des Klebstoffs in den Bereich des Schraubenkopfes verhindert. Bereits während der Klebstoffapplikation lässt sich die Zentrierwirkung visuell überprüfen. Ein gleichmäßiger, umlaufender Austritt des Klebstoffs am Muffenmund spricht für die konzentrische Ausrichtung der Füge­teile.

Hilfsmuffe. Zur Einspannung des CFK-Rohrs in der Prüfmaschine wird eine zylindrische PBF-LB/AlSi10Mg-Hilfsmuffe verwendet. Durch die gegenüber der Testmuffe verdoppelte Überlappungslänge ($L_{\ddot{u}} = 60$ mm) und die damit ebenfalls verdoppelte Klebfläche ($A_{Kleb,nom} = 5664$ mm² nach Gleichung (3-9)) soll ein Versagen der Hilfsklebung während des Zugscherversuchs ausgeschlossen werden. Die Klebstoffapplikation erfolgt hierbei durch Injektion in zwei Klebstoffeinlässe in einem Abstand von 30 mm entlang der Rotationsachse der Muffe, die jeweils an ein eigenständiges, optimiertes Kanallayout entsprechend der Beschreibung in Kapitel 3.2 anschließen.

Versuchsdurchführung. Die statischen Zugscherversuche wurden in Anlehnung an DIN EN 1465:2009-07 [39] auf einer servohydraulischen 600-kN-Zugprüfmaschine (Schenk Trebel RE PC 600, Carl Schenck, Darmstadt, Deutschland) durchgeführt. Zur Einspannung der geklebten Zugproben wurden hydraulische Keilspannklemmen verwendet und die Spannelemente bzw. das Aluminium-Rundprofil über eine Klemmlänge von 100 mm fixiert. Um die Last stetig zu steigern und die Verklebung der Testmuffe innerhalb von (60 ± 20) s zu zerstören, wird die Prüfmaschine mit einer konstanten Prüfgeschwindigkeit von 1,5 mm/min betrieben. Während der Versuchsdurchführung werden sowohl die Zugkraft als auch der Maschinenweg mit einer

Messfrequenz von 50 Hz aufgezeichnet. Als Abbruchkriterium gilt ein relativer Kraftabfall von 80 % bezüglich der maximal gemessenen Kraft F_{max} . Zur Ermittlung der Zugscherfestigkeit τ_{max} wird die Maximallast F_{max} entsprechend Gleichung (2-4) auf die nominale Klebfläche $A_{Kleb,nom} = 2827 \text{ mm}^2$ bezogen.

3.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Abbildung 3-7 stellt die im Rahmen von statischen Zugscherversuchen ermittelten Zugscherfestigkeiten τ_{max} für Verklebungen von Aluminium-Rundprofilen bzw. CFK-Rohren mit unterschiedlichen PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen gegenüber. Die Muffen wurden auf unterschiedlichen Fertigungsanlagen (LT30 und SLM125) gefertigt und ermöglichen aufgrund variierender geometrischer Merkmale (siehe **Abbildung 3-5**) die Umsetzung unterschiedlicher Klebstoffapplikationskonzepte (IAF, ISF und VA). Den dargestellten Datenpunkten wird eine Normalverteilung zugrunde gelegt und die Prozesssicherheit der Muffenklebungen anhand der Standardabweichungen (SA) bemessen. Aufgrund der begrenzten Datenbasis ist die Signifikanz der statistischen Auswertung eingeschränkt.

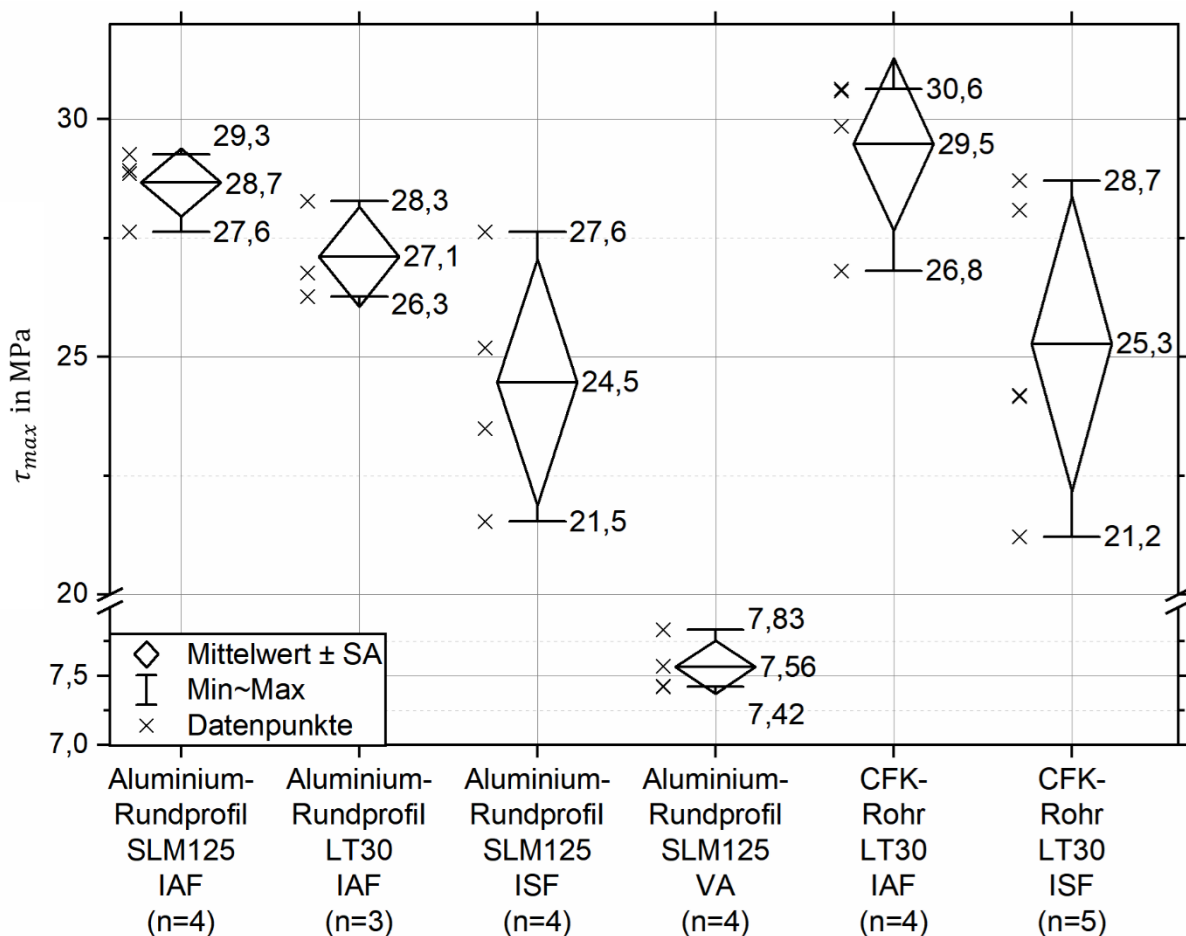


Abbildung 3-7 Zugscherfestigkeit τ_{max} von Verklebungen zwischen Aluminium-Rundprofilen und CFK-Rohren mit unterschiedlichen PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen

Fertigungsanlage. Beim Vergleich der IAF-Klebungen von SLM125- und LT30-Muffen mit Aluminium-Rundprofil kann mit $\tau_{max} = (28,7 \pm 0,6)$ MPa (Spalte 1) und $\tau_{max} = (27,1 \pm 0,8)$ MPa (Spalte 2) eine 6 % höhere Verbindungsfestigkeit auf Seiten der SLM125-Muffen festgestellt werden. Experimentelle Untersuchungen an Muffenklebungen mit Aluminium-Fügeteilen belegen, dass die Verbindungsfestigkeit mit zunehmender Klebfugenhöhe signifikant abnimmt [11]. Da die mittlere Klebfugenhöhe bei SLM125-Muffen (0,096 mm) deutlich geringer ausfällt als bei LT30-Muffen (0,141 mm), sind die unterschiedlichen Zugscherfestigkeiten mit hoher Wahrscheinlichkeit auf die abweichenden Klebfugenhöhen zurückzuführen.

Auch die entsprechenden Bruchflächen (Anhang D) weisen Unterschiede auf, die durch abweichende Klebfugenhöhen begründet werden können. Obwohl es sich bei dem dominierenden Versagensbild in beiden Fällen mehrheitlich um Grenzschichtversagen [147] handelt, variiert der Bruchverlauf. Bei großer Klebfugenhöhe verläuft der Bruch zu 100 % in der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Aluminium-Rundprofil und weist die Charakteristika eines spröden Trennbruchs auf, der auf kritische Schälbeanspruchung des Klebstoffs zurückzuführen ist. Bei geringer Klebfugenhöhe verläuft der Bruch lediglich zu 70 % in der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Aluminium-Rundprofil. In den verbleibenden 30 % versagt der Klebstoff kohäsiv entlang der Klebfugenmitte. In diesem Bereich weist der Bruch die Charakteristika eines fließbedingten Gleitbruchs in Folge hoher Schubbeanspruchung auf. Aufgrund der geringen Klebfugenhöhe sinkt das Biegemoment, das den Aufbiegeeffekt zwischen den Fügeteilen fördert und damit auch die Schälbeanspruchung des Klebstoffs. Da der Lastabtrag so zu einem größeren Anteil durch Schubbeanspruchung erfolgt, versagt der Klebstoff teilweise kohäsiv. Demgegenüber ergibt sich bei großer Klebfugenhöhe ein ausgeprägter Aufbiegeeffekt mit hoher Schälbeanspruchung des Klebstoffs, weshalb die Klebung zu 100 % in der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Fügeteil versagt.

Applikationskonzept. Die SA der genannten IAF-Klebungen können als gleichwertig betrachtet werden und fallen gegenüber den ISF-Klebungen von SLM125-Muffen mit Aluminium-Rundprofilen ($\tau_{max} = (24,5 \pm 2,2)$ MPa, Spalte 3) gering aus. Der hieraus ableitbare Unterschied bezüglich der klebtechnischen Prozesssicherheit zwischen IAF- und ISF-Klebungen kann auf die unterschiedliche Klebstoffverteilung innerhalb der Klebfuge zurückgeführt werden. Während die Injektion in einen einzelnen Klebstoffeinlass im Rahmen der IAF-Klebung in einer vollständigen und reproduzierbaren Klebstoffverteilung resultiert, kann es im Rahmen der ISF-Klebung durch die sequenzielle Injektion in alternierende

Injektionsbohrungen zu Schwankungen und unvorhersehbaren Lufteinschlüssen kommen. Dies wirkt sich negativ auf die Kohäsionsfähigkeit des Klebstoffs aus und begründet damit auch die 17 % höhere Verbindungsfestigkeit der IAF- gegenüber der ISF-Klebung mit Aluminium-Rundprofilen.

Eine weitere Ursache der reduzierten Verbindungsfestigkeit der ISF-Klebung kann aus der Bruchflächenanalyse abgeleitet werden. Die Bruchbilder der ISF-Klebung mit SLM125-Muffen und Aluminium-Rundprofil zeigen ein Grenzschichtversagen mit progressivem Verlauf (Anhang D). Der Bruch entwickelt sich zu 50 % entlang der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Aluminium-Rundprofil und wechselt nach halber Überlappungslänge in die Grenzschicht zwischen Klebstoff und Muffe. Folglich ist anzunehmen, dass die umlaufende Verteilungsnut in der Fügefläche der ISF-Klebung (siehe **Abbildung 3-5**) einen entscheidenden Einfluss auf die Klebstoffbeanspruchung und somit auch auf das Versagensverhalten der Verbindung ausübt.

Ein identischer Vergleich von IAF- und ISF-Klebung mit LT30-Muffen und CFK-Rohren bestätigt die bisherigen Ausführungen. Mit $\tau_{max} = (29,5 \pm 1,8)$ MPa (Spalte 5) und $\tau_{max} = (25,3 \pm 3,1)$ MPa (Spalte 6) übertrifft die Verbindungsfestigkeit der IAF-Klebung die der ISF-Klebung um 15 %. Zudem ist das Verhältnis der SA von IAF- zu ISF-Klebung mit CFK-Rohren ähnlich wie im Falle der entsprechenden Klebung mit Aluminium-Rundprofil. Dies spricht einerseits für die Reproduzierbarkeit der Versuche und bestätigt zugleich das Potenzial der IAF-Klebung zur Steigerung der klebtechnischen Prozesssicherheit sowie Verbindungsfestigkeit.

Im Gegensatz zu den IAF- und ISF-Klebung mit Aluminium-Rundprofil weisen die Bruchflächen der IAF- und ISF-Klebung mit CFK-Rohren lediglich marginale Unterschiede auf (Anhang D). Das dominierende Versagensbild ist in beiden Fällen die Delamination des CFK-Rohrs, was auf eine kritische Schälbeanspruchung zwischen den Laminatschichten zurückzuführen ist. Während es sich bei den IAF-Klebung zu 100 % um interlaminares Versagen handelt, stellt sich bei den ISF-Klebung zusätzlich ein geringer Anteil an Grenzschichtversagen in der Grenzschicht zwischen Klebstoff und Muffe ein.

Die Zugscherfestigkeit der VA-Klebung von SLM125-Muffen mit Aluminium-Rundprofilen bleibt mit $\tau_{max} = (7,5 \pm 0,2)$ MPa (Spalte 4) um 280 bzw. 224 % hinter der Festigkeit der entsprechenden IAF- bzw. ISF-Klebung zurück. Aufgrund der hohen Klebstoffviskosität und der geringen Klebfugenhöhe wird ein Großteil des Klebstoffs beim Zusammenführen der Füge Teile durch die Füge teilstoßkanten von den Füge flächen abgetragen. Dies verhindert die Ausbildung einer homogenen Klebstoffschicht, was sich negativ auf die Kohäsionsfähigkeit

des Klebstoffs auswirkt. Bestätigt wird dies durch die entsprechenden Bruchbilder (Anhang D). Die umlaufende Strukturierung der Klebstoffanhaftungen auf der Mantelfläche des Aluminium-Rundprofils lassen auf eine Klebstoffunterdosierung schließen. Die vergleichsweise geringe SA der VA-Klebungen ist auf die wiederholte, standardisierte Durchführung identischer Arbeitsschritte unter kontrollierten Laborbedingungen zurückzuführen. Die daraus ableitbare Prozesssicherheit steht nicht repräsentativ für die gängige industrielle Praxis, da hier variierende Rahmenbedingungen, wie wechselndes Personal und abweichende Handhabung, zu größerer Streuung führen [49].

Halbzeug. Beim Vergleich der IAF-Klebungen von LT30-Muffen mit Aluminium-Rundprofilen ($\tau_{max} = (27,1 \pm 0,8)$ MPa, Spalte 2) und CFK-Rohren ($\tau_{max} = (29,5 \pm 1,6)$ MPa, Spalte 5) ist eine 9 % höhere Verbindungsfestigkeit auf Seiten der CFK-Klebungen festzustellen. Der gleiche Trend wird durch die ISF-Klebungen beschrieben, wobei lediglich die Verbindungen zwischen LT30-Muffen und CFK-Rohren ($\tau_{max} = (25,3 \pm 3,0)$ MPa, Spalte 3) mit den Verbindungen zwischen SLM125-Muffen mit Aluminium-Rundprofilen ($\tau_{max} = (24,5 \pm 2,2)$ MPa, Spalte 6) verglichen werden können. Die Festigkeitssteigerung unter Verwendung der CFK-Rohre beträgt lediglich 3 %, was auf die reduzierte Klebfugenhöhe zurückgeführt werden kann. Wie anhand der Bruchflächen (siehe Anhang D) ersichtlich wird, versagen die CFK-Klebungen durch Delamination, während sich bei den Klebungen mit Aluminium-Rundprofil Grenzschichtversagen einstellt. Die abweichenden Versagensmechanismen können zum einen durch die variierende Beanspruchung infolge unterschiedlicher Fügeteilsteifigkeit begründet werden. Zum anderen stellen sich in Abhängigkeit des Fügeteilwerkstoffs abweichende Adhäsionserscheinungen ein, die entscheidend für das Versagen in der Grenzschicht zwischen Fügeteil und Klebstoff sind. In beiden Fällen ist das Versagen auf eine hohe Schälbeanspruchung zurückzuführen, was für die ausgeprägte Kohäsionsfähigkeit der homogenen Klebstoffschicht spricht, die sich für die Klebstoffapplikation durch Injektion (IAF und ISF) einstellt.

3.4 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Zielsetzung. Das primäre Ziel der in Kapitel 3 vorgestellten Studie war es, das Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren zur Herstellung von Kanälen mit komplexen Querschnittsformen und Verläufen zur bedarfsgerechten Klebstoffverteilung im Rahmen des Injektionsklebens zu erschließen. Weiterhin sollte der Mehrwert der Klebstoffapplikationstechnik bezüglich der Prozesssicherheit und Verbindungsfestigkeit experimentell validiert werden.

Konstruktionsleitfaden. Um eine systematische Anwendung der Klebstoffapplikation durch Injektion in additiv gefertigte Verteilungskanäle zu ermöglichen, wurde ein Konstruktionsleitfaden zur bedarfsgerechten Auslegung der Verteilungskanäle entwickelt (Kapitel 3.1). Dieser stützt sich auf vier progressive Schritte und berücksichtigt folgende anwendungsspezifische Haupteinflussfaktoren:

- Klebstofftyp
- Applikationsvorrichtung
- Topologie/Fügeflächen der Fügeteile
- AM-spezifische Fertigungseinschränkungen

Somit richtet sich der Leitfaden an beliebige klebtechnische Verbindungsaufgaben, bei denen mindestens eines der Fügeteile ein AM-Bauteil darstellt, dessen zugrunde liegende Fertigungstechnologie die Herstellung von Kanälen mit dreidimensionalen Verläufen erlaubt.

Anwendungsbeispiel. Die Grundlage zur induktiven Ableitung des Konstruktionsleitfadens stellt das in Kapitel 3.2 beschriebene Anwendungsbeispiel dar. Es handelt sich um eine einfachüberlappte Klebeverbindung zwischen einer zylindrischen PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe und einem Aluminium-Rundprofil. Zur Verbindung wird ein zähmodifizierter 2K-Strukturklebstoff auf Epoxidharzbasis (Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland) verwendet, der mittels einer manuell betätigten Kartuschenpressvorrichtung appliziert wird. Das optimierte Layout der Verteilungskanäle verbindet einen einzelnen Klebstoffeinlass in der Mantelfläche der Muffe mit insgesamt zehn Klebstoffauslässen, die systematisch in der Fügefläche der Muffe angeordnet sind. Sowohl der Kanalquerschnitt als auch der longitudinale Verlauf der Kanäle wurde unter Berücksichtigung PBF-LB/M-spezifischer Fertigungseinschränkungen gestaltet. Wie eine CFD-Analyse des Klebstoffinjektionsvorgangs durch das beschriebene Kanallayout zeigt, ermöglicht dieses Vorgehen eine effiziente und nahezu vollständige Anreicherung der Klebfuge mit Klebstoff.

Experimentelle Charakterisierung. Zur experimentellen Validierung der Verbindungsfestigkeit und Prozesssicherheit dieser Klebstoffapplikationstechnik wurden statische Zugscherversuche mit entsprechenden Muffenklebungen durchgeführt (Kapitel 3.3). Die zu untersuchenden Muffen weisen abweichende geometrische Merkmale auf, welche die Umsetzung unterschiedlicher Klebstoffapplikationskonzepte ermöglichen. Bei den Konzepten handelt es sich um die AM-optimierte Injektionsklebung in einen einzelnen Einlass (IAF) sowie die Injektionsklebung in mehrere subtraktiv fertigbare Bohrungen (ISF) und den Klebstoffvorauftrag (VA). Die Muffen wurden auf zwei PBF-LB/M-Fertigungsanlagen

(SLM125 und LT30) hergestellt und mit Aluminium-Rundprofil oder UD-CFK-Rohr verklebt.

Tabelle 3-2 stellt die erzielten Zugscherfestigkeiten gegenüber.

Tabelle 3-2 Zugscherfestigkeit τ_{max} für statische Zugscherversuche an Muffenklebungen mit einer nominalen Klebfläche von $A_{Kleb,nom} = 2827 \text{ mm}^2$ und einer Überlappungslänge von $L_{\ddot{u}} = 30,0 \text{ mm}$

Muffe	Fertigungsanlage	Halbzeug	Anzahl	τ_{max} in MPa
IAF	SLM125	Aluminium-Rundprofil	4	$28,7 \pm 0,6$
IAF	LT30	Aluminium-Rundprofil	3	$27,1 \pm 0,8$
ISF	SLM125	Aluminium-Rundprofil	4	$24,5 \pm 2,2$
VA	SLM125	Aluminium-Rundprofil	4	$7,5 \pm 0,2$
IAF	LT30	CFK-Rohr	4	$29,5 \pm 1,8$
ISF	LT30	CFK-Rohr	5	$25,3 \pm 3,1$

Aus den Ergebnissen geht hervor, dass die Klebstoffapplikationstechnik einen entscheidenden Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit und Prozesssicherheit der Muffenklebungen ausübt. Durch die Injektionsklebung in additiv gefertigte Kanäle kann die Verbindungsfestigkeit um etwa 17 % gegenüber der Injektionsklebung durch subtraktiv-fertigbare Geometrien gesteigert werden. Anhand der entsprechenden SA wird zudem deutlich, dass durch die Injektion in einen einzelnen Einlass eine höhere Prozesssicherheit erzielt wird. Diese Effekte können auf eine gleichmäßigere und vollständigere Klebstoffverteilung im Rahmen der IAF-Klebung zurückgeführt werden, durch die eine hohe Kohäsionsfähigkeit der Klebstoffschicht erreicht wird. Bestätigt wird dies durch die entsprechenden Bruchbilder, die sowohl für IAF- als auch ISF-Klebungen Grenzschichtversagen oder Fügeeteilversagen durch Delamination in Folge hoher Schälbeanspruchung nahelegen.

Demgegenüber zeigen die Bruchbilder von VA-Klebungen ein Kohäsivversagen der Klebstoffschicht entlang der Klebfugenmitte, das auf Klebstoffunterdosierung zurückzuführen ist. Aufgrund der reduzierten Kohäsionsfähigkeit der inhomogenen Klebstoffschicht bleibt die Verbindungsfestigkeit der VA-Klebungen um 280 % hinter den IAF-Klebungen zurück.

Im Rahmen des Vergleichs der innenliegenden Halbzeuge zeigen Muffenklebungen mit CFK-Rohren eine um etwa 9 % höhere Verbindungsfestigkeit als solche mit Aluminium-Rundprofilen. Die verbesserte Klebeignung der CFK-Rohre kann sowohl durch unterschiedliche Fügeeteilsteifigkeiten als auch durch abweichende Adhäsionsmechanismen begründet werden [58, 148]. Dass sich die Vorteile der AM-optimierten Injektionsklebung hinsichtlich der Verbindungsfestigkeit und Prozesssicherheit sowohl bei CFK- als auch bei

Aluminiumklebungen in ähnlichem Maße ausprägen, spricht für die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf unterschiedliche Werkstoffkombinationen.

Schlussfolgerung. Die numerischen und experimentellen Ergebnisse dieser Studie bestätigen das in [17] vermutete Potenzial zur Minimierung von Klebstoffapplikationsfehlern, wie Unterdosierung oder inhomogene Klebstoffverteilung, auf Grundlage der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsprozesse. Im Rahmen des Injektionsklebens führt die Verwendung von additiv gefertigten Kanälen mit komplexen Querschnittsformen und Verläufen zu einer homogenen und bedarfsgerechten Klebstoffverteilung, die sich positiv auf die Prozesssicherheit des Fügeprozesses und die Verbindungsfestigkeit der Verklebungen auswirkt. Dieser Mehrwert wurde am Beispiel einer PBF-LB/M-Muffenklebung mit geschlossener Klebfugengeometrie aufgezeigt, die sich als besonders anfällig für die genannten Applikationsfehler darstellt. Ein ebenso hoher Mehrwert wird jedoch ebenfalls für Klebungen erwartet, bei denen durch additiv gefertigte Gitterstrukturen mechanische Verankerungspunkte für den ausgehärteten Klebstoff generiert werden [38, 41]. Dies stellt eine geeignete Methode zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit bei geringer Adhäsionsfähigkeit der Fügeteile dar, da die Verbindungsfestigkeit unter Verwendung von Gitterstrukturen maßgeblich durch die Kohäsionsfähigkeit des Klebstoffs innerhalb und zwischen den Gitterstrukturen bestimmt wird (Formschluss). Um die Gitterstruktur vollständig mit Klebstoff anzureichern, können additiv gefertigte Verteilungskanäle verwendet werden [17].

Der vorgestellte Konstruktionsleitfaden stellt eine geeignete Hilfestellung zur Vorgehensweise bei der Auslegung der Injektionskanäle dar und erfüllt die Voraussetzungen zur Übertragbarkeit auf weitere Verbindungsaufgaben. Dies spricht für ein breites Anwendungspotenzial der AM-optimierten Injektionsklebung im Rahmen der Hybridfertigung von Strukturbauteilen. Geeignete Beispiele sind die in [8] und [9] vorgestellten Karosseriestrukturen aus Profilen und Verbindungsknoten mit unterschiedlichen Werkstoff- und Fertigungskombinationen. Zur Generalisierung des Leitfadens im Sinne einer Handlungsrichtlinie ist eine weitergehende Validierung erforderlich, die eine größere Bandbreite an Geometrien, Klebstoffsystemen und Fügescenarien berücksichtigt.

4 Topologieoptimierung der Füge­teile

Zugbelastete, einfachüberlappte Muffenklebungen weisen aufgrund der exzentrischen Krafteinleitung in Kombination mit endlicher Füge­teilsteifigkeit eine inhomogene Klebstoffbeanspruchung mit ausgeprägten Spannungsspitzen an den Überlappungsenden auf, welche die erzielbare Verbindungsfestigkeit der Klebungen limitieren (Kapitel 2.1.4 und 2.1.5). Durch FE-Optimierung der Füge­te­il­topologie ist es möglich, die Steifigkeit der Füge­teile an die äußere Last anzupassen und so einen homogenen Beanspruchungszustand in der Klebfuge herbeizuführen. Auf Grundlage der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren können die komplexen Topologien physisch realisiert werden. Insbesondere hervorzuheben sind die Möglichkeiten zur Herstellung von innenliegenden Hohlräumen und der lokalen Eigenschaftsanpassung, die es ermöglichen, Füge­teile mit gradierten Steifigkeitseigenschaften herzustellen. Das Ziel der vorliegenden Studie besteht somit darin, mittels geeigneter Optimierungsalgorithmen und Modellierungsansätze das volle Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren im Sinne eines klebgerechten Beanspruchungszustands zu erschließen und dieses experimentell zu validieren.

Die entsprechenden Untersuchungen erfolgen am Beispiel zugbelasteter Muffenklebungen zwischen additiv gefertigten PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen und innenliegenden Leichtbauhalbzeugen, bei denen es sich entweder um ein CFK-Rohr oder Aluminium-Rundprofil handelt. Die Füge­teile sollen mittels eines zähmodifizierten 2K-Epoxidharzklebstoffs einfachüberlappt verbunden werden (Kapitel 1.2). Der im Rahmen der FE-Optimierung zur Verfügung stehende Gestaltungsbereich (GB) beschränkt sich auf die Topologie der außenliegenden PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe, die entsprechend des innenliegenden Halbzeug unterschiedliche Optima aufweist. Da durch die Zähmodifikation der Klebstoffkomponenten ein stark nichtlineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten zu erwarten ist, kommt der Materialmodellierung des Klebstoffs besondere Bedeutung zu. Dementsprechend wird der experimentellen Charakterisierung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung und der Parametrisierung eines entsprechenden Materialmodells ein separates Kapitel gewidmet (Kapitel 4.1). Die darauf aufbauende FE-Modellbildung der zugbelasteten Muffenklebungen sowie der Optimierungsprozess werden in Kapitel 4.2 beschrieben. Trotz der prinzipiellen geometrischen Gestaltungsfreiheit erfordert die physische Umsetzung der FE-optimierten Muffentopologien die Berücksichtigung PBF-LB/M-spezifischer Fertigungsrestriktionen. So wird in Kapitel 4.3 die CAD-Rückführung der nicht fertigmachen FE-optimierten Muffentopologien hin zu PBF-LB/M-fertigmachen Abstraktionen beschrieben, bevor die

resultierende Klebstoffbeanspruchung durch weiterführende FE-Analysen quantifiziert wird. Zur Einordnung werden diese Ergebnisse der Klebstoffbeanspruchung gegenübergestellt, die sich bei gleichen Randbedingungen für eine nichtoptimierte Referenzmuffe mit zylindrischer Topologie einstellt. Den Abschluss der Untersuchungen stellt die experimentelle Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit von Verklebungen mit PBF-LB/M-optimierten Muffen und zylindrischen Referenzmuffen durch schwingende und statische Zugscherversuche dar (Kapitel 4.4).

4.1 Experimentelle Charakterisierung und Parametrisierung des Klebstoffmodells

Bei den Komponenten des gewählten 2K-Epoxidhardklebstoffs (Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland) handelt es sich um zähmodifiziertes Epoxidharz und Polyamin, die in einem Volumenverhältnis von 2:1 gemischt werden [149]. Die exotherme Vernetzung der Polymerketten nach dem Mischvorgang führt zur Ausbildung eines isotropen Polymerkettennetzwerks, das durch Fließvorgänge und lokale Kavitation die Rissentstehung und -ausbreitung innerhalb des Polymerkettennetzwerks verzögert (Kapitel 2.1.1). Da die beschriebenen Zähigkeitsmechanismen zu einer stark nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung führen, wird das resultierende Materialverhalten im Rahmen der FE-Modellbildung (Kapitel 4.2) der zugbelasteten Muffenklebungen durch ein multilineares Materialmodell abgebildet. Dieses eignet sich aufgrund der einfachen Parametrisierung, der hohen numerischen Effizienz, der Verfügbarkeit in gängiger kommerzieller FE-Software sowie der Fähigkeit, die ausgeprägte Duktilität des zähmodifizierten Klebstoffs abzubilden (Kapitel 2.1.6.2).

Unter der Annahme elastoplastischer Isotropie ist dieses Materialmodell durch die Stützpunkte der multilinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung und den Schubmodul des Klebstoffs vollständig parametrisiert. Zur Ermittlung der Spannungs-Dehnungs-Beziehung wurden statische Zugversuche an Klebstoffreinproben durchgeführt und die resultierenden Spannungs-Dehnungs-Kurven durch fünf Regressionsgeraden linearisiert. Zur Ermittlung des Schubmoduls wurden Torsionsversuche mit stumpf verklebten Hohlzylindern durchgeführt. Kapitel 4.1.1 behandelt Aspekte der Probenpräparation sowie der Versuchsdurchführung und -auswertung. In Kapitel 4.1.2 werden die experimentellen Ergebnisse diskutiert und das Materialmodell parametrisiert.

4.1.1 Materialien und Methoden

4.1.1.1 Zugversuche mit Klebstoffreinproben

Die statischen Zugversuche zur Ermittlung der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Klebstoffs wurden in Anlehnung an DIN EN ISO 527-2:2012-06 [150] unter Verwendung von Klebstoffreinproben des Typs 5B durchgeführt (**Abbildung 4-1**).

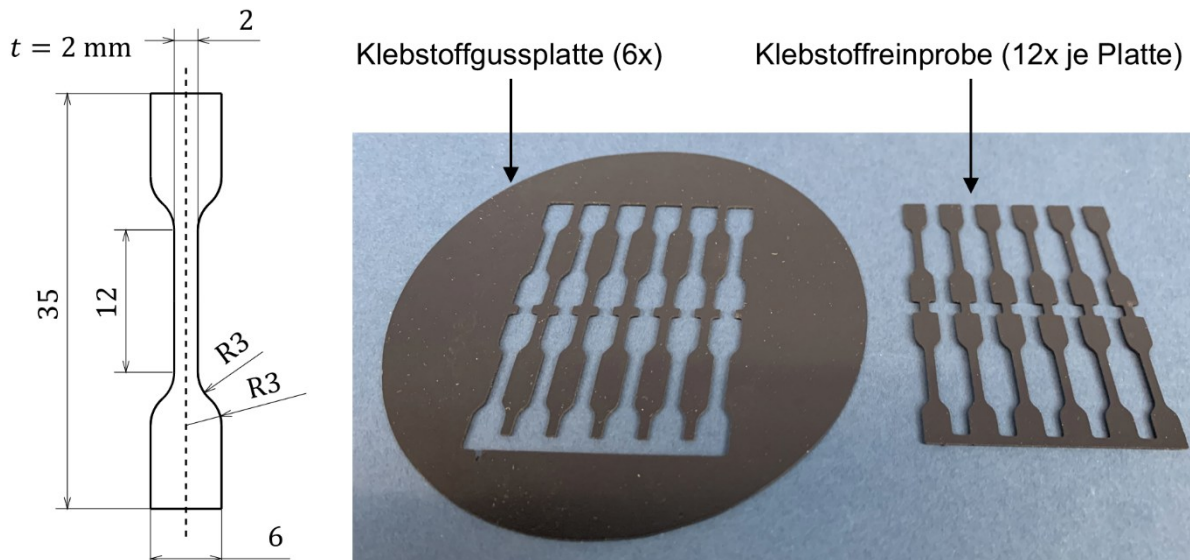


Abbildung 4-1 Nominale Abmessungen von Zugproben des Typs 5B nach DIN EN ISO 527-2:2012-06 [150] (links) und gegossene Klebstoffplatte mit ausgeschnittenen Klebstoffreinproben (rechts) [151]

Versuchsvorbereitung. Zur Herstellung der Klebstoffgussplatten wurden die Klebstoffkomponenten für zehn Minuten in einem evakuierten Doppel-Zentrifugenmischer (Speedmixer DAC 1200-300 VAC, Synergy Devices, High Wycombe, UK) vermengt. Anschließend wurden etwa 15 ml des Klebstoffs mittig auf eine mit PTFE-Folie bedeckte quadratische Glasplatte (Seitenlänge 200 mm, Dicke 20 mm) ausgegossen und vier Abstandshalter (Höhe 2,0 mm) in den Ecken der Glasplatte auf der PTFE-Folie platziert. Auf diesen Aufbau wurde eine zweite, ebenfalls mit PTFE-Folie kaschierte Glasplatte aufgelegt. Durch das Eigengewicht der oberliegenden Glasplatte wird der flüssige Klebstoff verdrängt, bis sie auf den Abstandhaltern aufliegt. Der beschriebene Ablauf wurde sechsmal wiederholt und der Klebstoff zwischen den Platten für zwei Wochen bei Normklima (23 °C/50 %) [146] ausgehärtet. Aufgrund der geringen Adhäsivität der PTFE-Folie konnten schließlich sechs kreisförmige Klebstoffgussplatten (Durchmesser 100 mm) entformt und aus jeder Platte zwölf Klebstoffreinproben mittels einer Wasserstrahl-Schneidanlage (STM PremiumCut, STM Waterjet Systems, Wernau, Deutschland) ausgeschnitten werden. Zuletzt wurden die Breite und Dicke des Prüfbereichs jeder Probe mit einer Bügelmessschraube vermessen und die

Querschnittsfläche berechnet. Die technische Spannung im Prüfquerschnitt σ_{Tech} ergibt sich, indem die Zugkraft der Prüfmaschine auf die ermittelte Querschnittsfläche bezogen wird.

Versuchsdurchführung. Die Durchführung der Zugversuche erfolgte auf einer elektromechanischen Universalprüfmaschine (Z020 TE, ZwickRoell, Ulm, Deutschland) mit einer konstanten Dehnrates von 1 %/min. Die Zugkraft wurde mit einem 1000-N-Kraftaufnehmer (Xforce HP 1000, ZwickRoell, Ulm, Deutschland) aufgezeichnet, während die technische Dehnung des Prüfbereichs ε_{Tech} mittels Videoextensometrie (BTC-EXVIDEO.001, ZwickRoell, Ulm, Deutschland) erfasst wurde (Messfrequenz je 100 Hz). Nach entsprechender Kalibrierung misst das Videoextensometer den absoluten Abstand zwischen zwei weißen Markierungen, die in einem Abstand von 10 mm symmetrisch mittels Lackmarker auf den Deckflächen des Prüfquerschnitts aufgebracht wurden. Zur Dehnungsermittlung wird die Abstandsänderung auf den Ursprungsabstand der Marker bezogen.

Validitätsprüfung. Da die Zugversuche nur unter der Voraussetzung homogener Probekörper (frei von Lufteinschlüssen) als valide gewertet werden können, wurden die Poren in den Bruchflächen mit einem Digitalmikroskop (VHX-7000, Keyence, Osaka, Japan) vermessen. Klebstoffreinproben, die in ihren Bruchflächen Poren mit einer Hauptachsenlänge $> 100 \mu\text{m}$ aufweisen, wurden von der Auswertung ausgeschlossen.

Versuchsauswertung. Die nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Kurven der validen Zugversuche wurden mit jeweils fünf Regressionsgeraden approximiert, sodass die Konvention eines Determinationskoeffizienten von $R^2 > 95 \%$ für jede einzelne Regressionsgerade erfüllt ist. Die Steigung der ersten Regressionsgerade entspricht dem Elastizitätsmodul E , der das linear-elastische Verhalten des Klebstoffs bis zum Streckpunkt SP charakterisiert. In Übereinstimmung mit DIN EN ISO 527-2:2012-06 [150] wurde der Elastizitätsmodul jeder einzelnen Reinprobe in einem Dehnungsbereich von 0,05 bis 0,25 % ausgewertet und anschließend der arithmetische MW \bar{E} sowie die entsprechende SA gebildet.

Die vier weiteren Regressionsgeraden approximieren das nichtlineare Werkstoffverhalten zwischen dem Streckpunkt SP und dem Zugfestigkeitspunkt ZFP . Um der Forderung nach $R^2 > 95 \%$ gerecht zu werden, wurden die entsprechenden Regressionsgeraden in Dehnungsbereichen von 1–1,5 %, 1,5–2 %, 2–2,5 % und 2,5 % bis Bruchdehnung ermittelt und die Schnittpunkte zwischen den benachbarten Regressionsgeraden SP , SP_1 , SP_2 und SP_3 bestimmt. Um die Ergebnisse aller validen Zugversuche zusammenzuführen, wurden anschließend die arithmetischen MW der Schnittpunkte (\overline{SP} , $\overline{SP_1}$, $\overline{SP_2}$ und $\overline{SP_3}$) sowie der des

Zugfestigkeitspunkts (\overline{ZFP}) berechnet. Zusammen mit dem Koordinatenursprung spannen diese Stützpunkte eine multilineare Approximation der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung des zugbeanspruchten Klebstoffs auf.

4.1.1.2 Torsionsversuche mit geklebten Hohlzylinderproben

Die statischen Torsionsversuche zur Charakterisierung des Klebstoffschubmoduls wurden in Anlehnung an DIN EN 14869:2011-07 [82] unter Verwendung stumpf verklebter Hohlzylinderproben durchgeführt. Die Proben bestehen aus zwei PBF-LB/AlSi10Mg-Fügeteilen, die über eine ringförmige Klebstoffschicht verbunden sind (**Abbildung 4-2**).

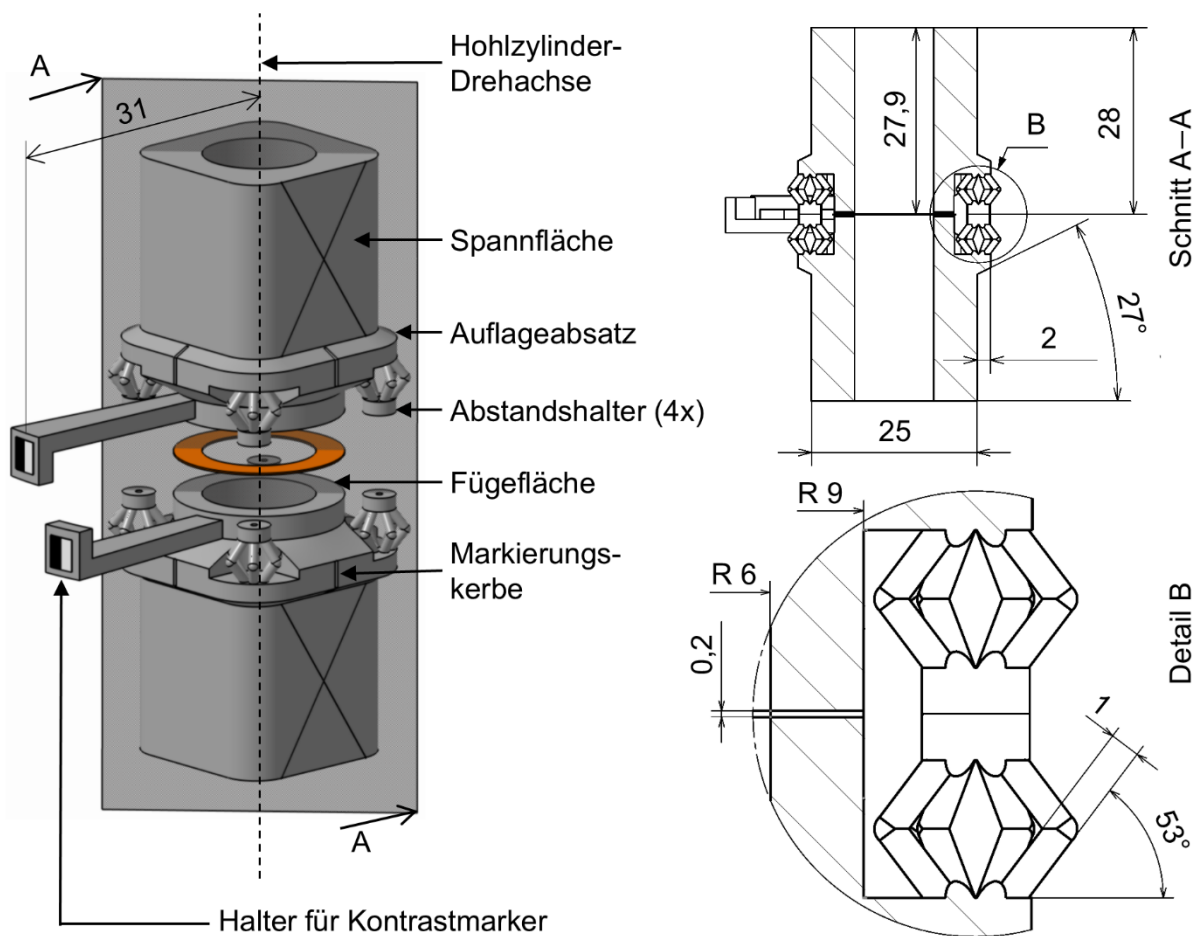


Abbildung 4-2 Konstruktionsmerkmale einer geklebten PBF-LB/AlSi10Mg-Hohlzylinderprobe (links) und Schnitt-/Detaildarstellung zur Kennzeichnung prüf- und fertigungsrelevanter Geometrien (rechts)

Probengeometrie. Die ringförmigen Fügeflächen weisen einen nominalen Innenradius von $r_{i,nom} = 6$ mm und einen nominalen Außenradius $r_{a,nom} = 9$ mm auf (**Abbildung 4-2**, Detail B). Die Fügeteile weisen eine Höhe von 27,9 mm im Bereich der ringförmigen Fügeflächen und 28 mm im Bereich der Abstandshalter auf (**Abbildung 4-2**, Schnitt A-A). Durch das Zusammenführen der Fügeteile ergibt sich die nominale Klebfugenhöhe zu $h_{nom} = 0,2$ mm (**Abbildung 4-2**, Detail B).

Die geometrische Gestaltungsfreiheit des PBF-LB/M-Verfahrens wurde im Rahmen in der Fügeiteilauslegung genutzt, um die Versuchsvor- und -nachbereitung sowie die Versuchsdurchführung zu unterstützen. Um eine verdrehsichere Einspannung der Hohlzylinderprobe in der Prüfmaschine mit Flachspannklemmen zu gewährleisten, wurden planparallele Spannflächen vorgesehen. Zur coaxialen Ausrichtung der Hohlzylinderprobe zur Rotationsachse der Torsionsprüfmaschine wurden eine Markierungskerbe (reduziert Seitenversatz) sowie ein Auflageabsatz (reduziert Winkelabweichung) eingebracht.

Zudem wurden gitterförmige Abstandshalter in die Fügeiteile integriert, welche die Einstellung der nominalen Klebfugenhöhe ohne Anwendung eines Klebschichtdickenmaterials (Kapitel 2.1.7) ermöglichen. Um einen Einfluss der Abstandshalter auf die Ergebnisse der Torsionsversuche auszuschließen, wurden sie im Anschluss an die Aushärtung des Klebstoffs mechanisch entfernt. Die gitterförmige Struktur bietet diesbezüglich geeignete Sollbruchstellen. Zusätzlich konnte durch eine FE-Analyse des Aushärtvorgangs gezeigt werden, dass unter der Annahme eines chemischen Volumenschrumpfs von 5 % [152] Klebstoffeigenstresssenkungen senkrecht zur Fügefläche durch elastisches Einfedern der Abstandshalter um über 86 % reduziert werden (Anhang E).

Zur Ermittlung der Relativverschiebung zwischen den Fügeiteilen (durch Klebstoff- und Fügeiteilverformung) wurden Halterungen für selbstklebende Kontrastmarker zur Detektion via Videoextensometrie integriert. Die L-förmige Ausgestaltung der Halter ergibt sich aus der Forderung, dass sich die Marker innerhalb der Fokusebene des Videoextensometers orthogonal zur Verschiebungsrichtung überlappen müssen. Da zur Ermittlung des Schubmoduls ausschließlich die Klebstoffverformung relevant ist, wurde der Einfluss der Fügeiteilverformung während der Verschiebungsmessung minimiert, indem die Halter so nah wie möglich an der Klebfuge platziert wurden. Der verbleibende Anteil der Fügeiteilverformung in den Verschiebungsmesswerten wird durch zusätzliche Torsionsversuche an ungeklebten PBF-LB/AlSi10Mg-Referenzproben kompensiert. Der radiale Abstand der Kontrastmarker zur Rotationsachse des Hohlzylinders wurde mit $g = 31 \text{ mm}$ so gewählt (**Abbildung 4-2**, links), dass ein Videoextensometer mit einer Messauflösung von $\pm 10 \mu\text{m}$ den normativen Anforderungen an die Messgenauigkeit der Verschiebungsmessung gerecht wird [82].

Versuchsvorbereitung. Als Teil eines einzigen Bauprozesses wurden 20 Fügeiteile sowie eine spezielle Fügevorrichtung und eine ungeklebte Referenzprobe auf einer LT30 PBF-LB/M-Fertigungsanlage (Prozessparameter entsprechend **Tabelle 3-1**) aus der Aluminiumlegierung AlSi10Mg gefertigt (**Abbildung 4-3**).

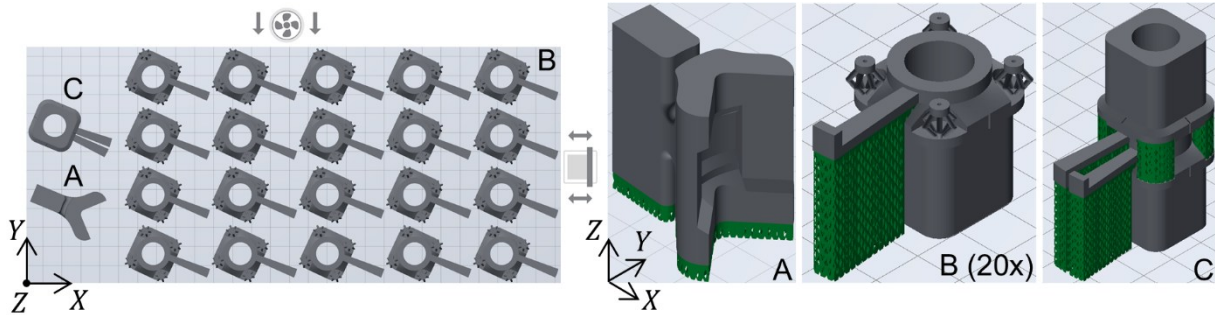


Abbildung 4-3 Bauteilpositionierung/-orientierung bzgl. Schutzgasstrom- und Beschichtungsrichtung sowie isometrische Darstellung von Fügevorrichtung (A), Füge teil (B) und Referenzprobe (C) mit Stützstrukturen

Nach Beendigung des Bauprozesses wurden die Bauteile mit einer Bandsäge von der Bauplatte getrennt, in einem mit Wasser gefüllten Ultraschallbad gereinigt, mit Edelmetall (F200) gestrahlt und verbleibende Stützstrukturen mechanisch entfernt. Zur Einstellung der nominalen Klebfugenhöhe von $h_{nom} = 0,2 \text{ mm}$ wurden die Stirnflächen der Füge teile auf einer konventionellen Drehmaschine in einem durchgängigen Schnitt geplant und in einem weiteren Schnitt die Fügeflächen um $0,1 \text{ mm}$ gegenüber den Abstandshaltern abgesetzt.

Im Rahmen des Klebprozesses wurden die Fügeflächen mit Isopropanol und einem Polycellulose-Tuch gereinigt, der Klebstoff mit einem Metallspatel auf die Fügeflächen beider Füge teile aufgetragen, die Teile in die Fügevorrichtung eingelegt, axial zusammengeführt und mit Kunststoffspannband radial fixiert. Anschließend wurde der Klebstoffkehlrand an der Innenseite der Hohlzylinder entfernt und die Füge teile mit einer Sechskantschraube, entsprechender Mutter sowie dicken Unterlegscheiben mit einem Drehmoment von 1 Nm axial fixiert (**Abbildung 4-4**, links).

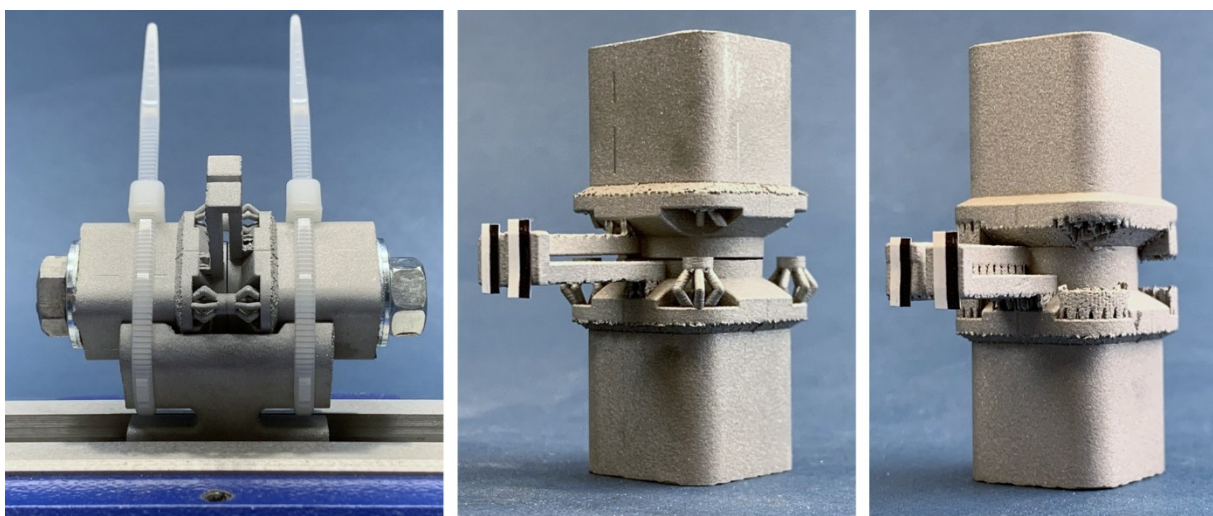


Abbildung 4-4 Füge teile in der Fügevorrichtung axial und radial fixiert (links) sowie geklebte Hohlzylinderprobe (mittig) und ungeklebte Referenzprobe zur Ermittlung der Füge teilverformung (rechts)

Die axiale Fixierung durch das Kunststoffspannband wurde nachfolgend gelöst, die gefügte Probe aus der Fügevorrichtung entnommen und der Klebstoffkehrlang an der Außenseite der Hohlzylinder entfernt. Daraufhin wurden die geklebten Hohlzylinderproben über zwei Wochen bei Normklima (23 °C/50 %) [146] ausgehärtet. Im Anschluss wurden die axiale Verschraubung gelöst, die Abstandshalter mit einem Multifunktionswerkzeug (Dremel 3000, Dremel, Racine, WI, USA) abgetrennt und selbstklebende Kontrastmarker an den vorgesehenen Haltern angebracht (**Abbildung 4-4**, mittig).

Validitätsprüfung. Zur Quantifizierung der Maßhaltigkeit der ausgehärteten Klebstoffschicht wurden der Seitenversatz s der Fügeteile und die tatsächliche Klebfugenhöhe h mit einem 3D-Profilometer (VR-5000, Keyence, Osaka, Japan) vermessen (**Abbildung 4-5**).

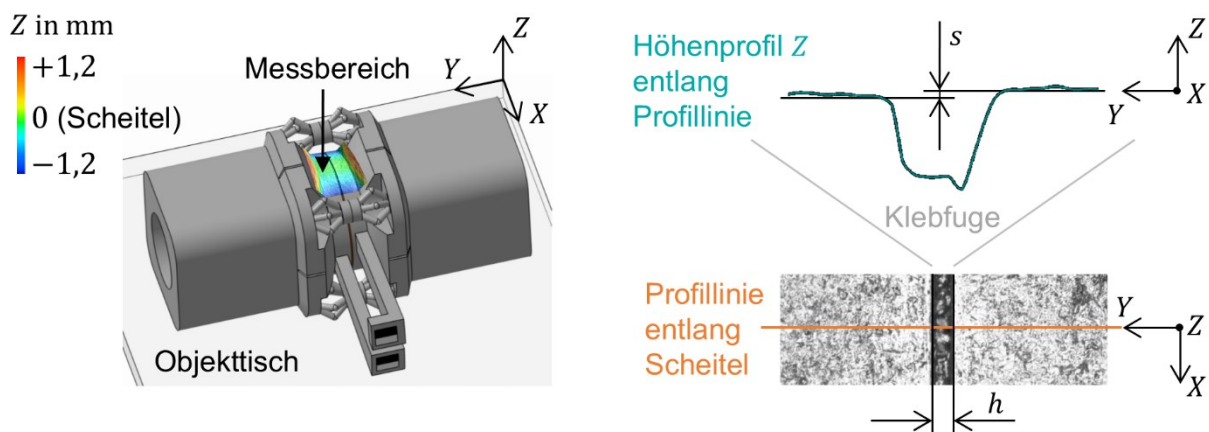


Abbildung 4-5 Messaufbau zur Ermittlung des Höhenprofils der Hohlzylindermantelflächen (links) und Auswertung der Klebfugenhöhe h (rechts unten) und des Seitenversatzes s (rechts oben)

Abbildung 4-5 (links) illustriert die Orientierung der geklebten Hohlzylinderprobe auf dem Objektisch des 3D-Profilometers in 0°-Lage sowie das Messkoordinatensystem und den Messbereich. Die Klebfugenhöhe h wurde auf Basis tiefscharfer Lichtbilddaten ausgewertet (**Abbildung 4-5**, rechts unten). Durch einen kontrastbasierten Kantenfing können die Übergänge von Fügeteil zu Klebstoff detektiert werden, wobei der Abstand zwischen den detektierten Kanten der Klebfugenhöhe h entspricht. Zur Vermessung des Seitenversatzes zwischen den Fügeteilen wurde das Höhenprofil Z entlang einer Profillinie auf dem Scheitel der Hohlzylinder ausgewertet. Der Seitenversatz s ist der Abstand zwischen zwei Messlinien, welche die Mantelflächen der einzelnen Hohlzylinder entlang der Profillinie nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate approximieren (**Abbildung 4-5**, rechts oben). An jeder Probe wurden vier Messungen vorgenommen, wobei die Probe zwischen jeder Messung um 90° entlang der Rotationsachse der Hohlzylinder rotiert wurde.

Durch arithmetische Mittelwertbildung wurden die vier Messwerte der Klebfugenhöhe anschließend zu einer mittleren Klebfugenhöhe \bar{h} zusammengeführt, die im Rahmen der Versuchsauswertung zur Ermittlung der Klebstoffgleitung γ_{Tech} herangezogen wird. Um den nach DIN EN 14869:2011-07 [82] geforderten Grenzwerten bezüglich der maximal zulässigen Abweichung zwischen tatsächlicher und mittlerer Klebfugenhöhe gerecht zu werden, darf ein Grenzwert von $\pm 5\%$ nicht verletzt werden. Zur Beurteilung des Seitenversatzes werden die einzelnen Messwerte s auf den nominalen Außendurchmesser $D_{nom} = 18\text{ mm}$ bezogen (Grenzwert $0,2\%$).

Versuchsdurchführung. Die Torsionsversuche erfolgten auf einer elektromechanischen Universalprüfmaschine (Z020 TE, ZwickRoell, Ulm, Deutschland), in der die Hohlzylinderproben mit Flachspannklemmen fixiert wurden. Dabei wurde der Auflageabsatz des untenliegenden Fügeteils auf die untere Flachspannbacke aufgelegt und die Markierungskerbe auf der Probe mit der Mittenmarkierung der Flachspannklemme in Flucht gesetzt. Während der Versuchsdurchführung wird die geklebte Hohlzylinderprobe bei einer konstanten Torsionsgeschwindigkeit von $9^\circ/\text{min}$ (entspricht einer mittleren Scherrate $\dot{\gamma} = 0,1\text{ s}^{-1}$) durch ein anwachsendes Torsionsmoment M belastet. Durch eine zusätzliche Kraftregelung des Axialtriebs zu 0 N wird die Normalbeanspruchung des Klebstoffs minimiert. Als Abbruchkriterium gilt ein relativer Abfall des Drehmoments um 50% gegenüber dem maximal aufgezeichneten Wert. Zur Ermittlung der Axialkraft wurde ein 1-kN-Kraftaufnehmer (Xforce HP 1000, ZwickRoell, Ulm, Deutschland) verwendet, während das Torsionsmoment M mit einem 100-Nm-Drehmomentaufnehmer (TheissM100, GTM, Bickenbach, Deutschland) gemessen wurde. Die Relativverschiebung der Fügeteile erschließt sich aus dem Ursprungsabstand j_0 und dem absoluten Abstand j zwischen den selbstklebenden Kontrastmarkern (siehe **Abbildung 4-2**), die mittels Videoextensometrie (BTC-EXVIDEO.001, ZwickRoell, Ulm, Deutschland) detektiert werden (Messfrequenz 100 Hz). Im Rahmen des Torsionsversuchs mit der Referenzprobe wurde identisch vorgegangen, der Versuch jedoch bei Erreichen eines maximalen Torsionsmoments von 10 Nm abgebrochen.

Versuchsauswertung. Der Schubmodul G des Klebstoffs wird durch lineare Regressionsanalyse aus der Schubspannungs-Gleitungs-Kurve in einem Gleitungsbereich von $0,001$ bis $0,0075$ ermittelt. Die technische Schubspannung des Klebstoffs τ_{Tech} wird nach Gleichung (4-1) berechnet, wobei es sich bei $r_{a,nom} = 9\text{ mm}$ um den nominalen Außenradius und bei $r_{i,nom} = 6\text{ mm}$ um den nominalen Innenradius der Hohlzylinder handelt.

$$\tau_{Tech} = \frac{2Mr_{a,nom}}{\pi(r_{a,nom}^4 - r_{i,nom}^4)} \quad (4-1)$$

Die Klebstoffgleitung γ_{Tech} ergibt sich nach Gleichung (4-2) in Kleinwinkelnäherung, wobei d_m die Relativverschiebung der Fügeteile (ermittelt an den geklebten Proben), d_t die Fügeteilverformung (ermittelt an den Referenzproben) und \bar{h} die tatsächliche mittlere Klebfugenhöhe bezeichnet.

$$\tan(\gamma) = \frac{d_m - d_t}{\bar{h}} \approx \gamma_{Tech} \quad (4-2)$$

Die Umrechnung der mit dem Videoextensometer detektierten Größen j bzw. j_0 in die Relativverschiebung der Fügeteile d_m bei Torsion geklebter Proben bzw. in die Fügeteilverformung d_t bei Torsion der Referenzprobe erfolgt nach Gleichung (4-3).

$$d_{m/t} = \frac{r_{a,nom}(j - j_0)}{g} \quad (4-3)$$

Dabei beschreibt $g = 31$ mm den Abstand der Kontrastmarker zur Rotationsachse der Hohlzylinder (siehe **Abbildung 4-2**).

4.1.2 Ergebnisse und Diskussion

4.1.2.1 Zugversuche mit Klebstoffreinproben

Abbildung 4-6 (oben) zeigt die Wahrscheinlichkeitsdichteverteilung $f(L_{max})$ der maximalen Hauptachsenlänge L_{max} von Lufteinschlüssen in den Bruchflächen der 72 Klebstoffreinproben (Z1 bis Z72). Um den Einfluss der Lufteinschlüsse auf die Versuchsergebnisse gering zu halten, wurden die Ergebnisse von Zugversuchen an 40 Proben mit einer maximalen Hauptachsenlänge $L_{max} > 100$ μm als Invalide erklärt und von der folgenden Auswertung ausgeschlossen.

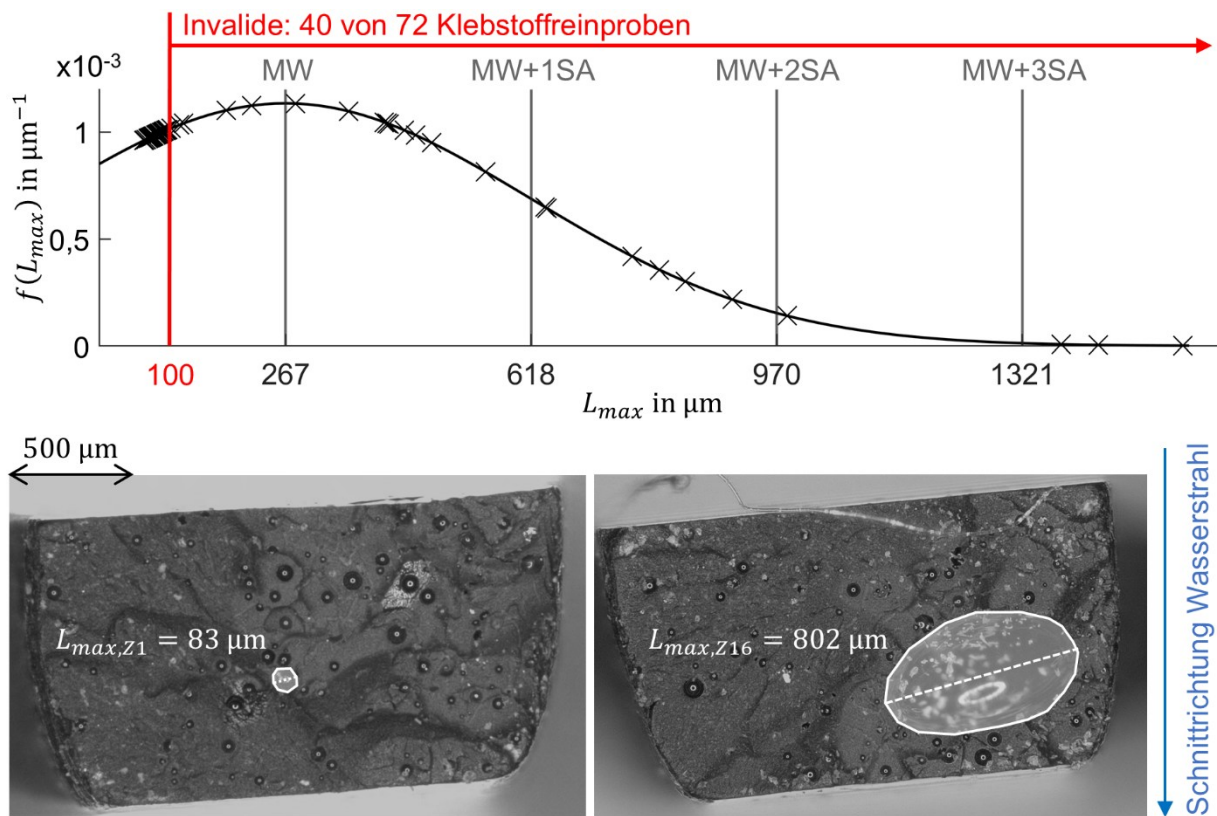


Abbildung 4-6 Statistische Auswertung der maximalen Hauptachsenlänge L_{max} von Poren in den Bruchflächen (oben) sowie exemplarische Bruchflächen und die Schnittrichtung der Wasserstrahlschneidanlage (unten) [151]

Bei Betrachtung der Bruchflächenquerschnitte fällt auf, dass die seitlichen Schnittkanten der Zugproben nicht durchgängig orthogonal zu den gegossenen Ober- und Unterseiten der Proben verlaufen und die untenliegenden Ecken der Zugproben ausgeprägte Rundungen aufweisen. Die Ablenkung des Wasserstrahls beim Schneiden der Klebstoffgussplatte ist auf ungeeignete Schnittparameter zurückzuführen, die der Zähigkeit des Klebstoffs und dem resultierenden Energieverlust nicht gerecht wurden. Zudem können auch strukturelle Inhomogenitäten innerhalb der Gussplatte die Strahlrichtung beeinflussen. Infolge des schiefwinkligen Schnittverlaufs weichen die mittels Bügelmessschraube bestimmten Querschnittsflächen im Prüfbereich der Proben von den tatsächlichen ab, sodass sie nicht unmittelbar zur Berechnung der technischen Spannung σ_{Tech} herangezogen werden können. Um den Verlust an Querschnittsfläche durch die Ablenkung des Wasserstrahls zu berücksichtigen, wurde der tatsächliche Flächeninhalt des Prüfquerschnitts von fünf ungeprüften Proben mit einem 3D-Profilometer (VR-5000, Keyence, Osaka, Japan) bestimmt und auf die mittels Bügelmessschraube bestimmten Querschnittsflächen bezogen. Da das resultierende Verhältnis für alle fünf untersuchten Proben annähernd identisch war (Abweichungen im Promillebereich), wurden die ursprünglichen Querschnittsflächen mit einem Korrekturfaktor von 0,91 berichtigt.

Abbildung 4-7 zeigt die multilineare Spannungs-Dehnungs-Approximation des Klebstoffs, die auf Grundlage der Ergebnisse von 32 Zugversuchen an Klebstoffreinproben entwickelt wurde.

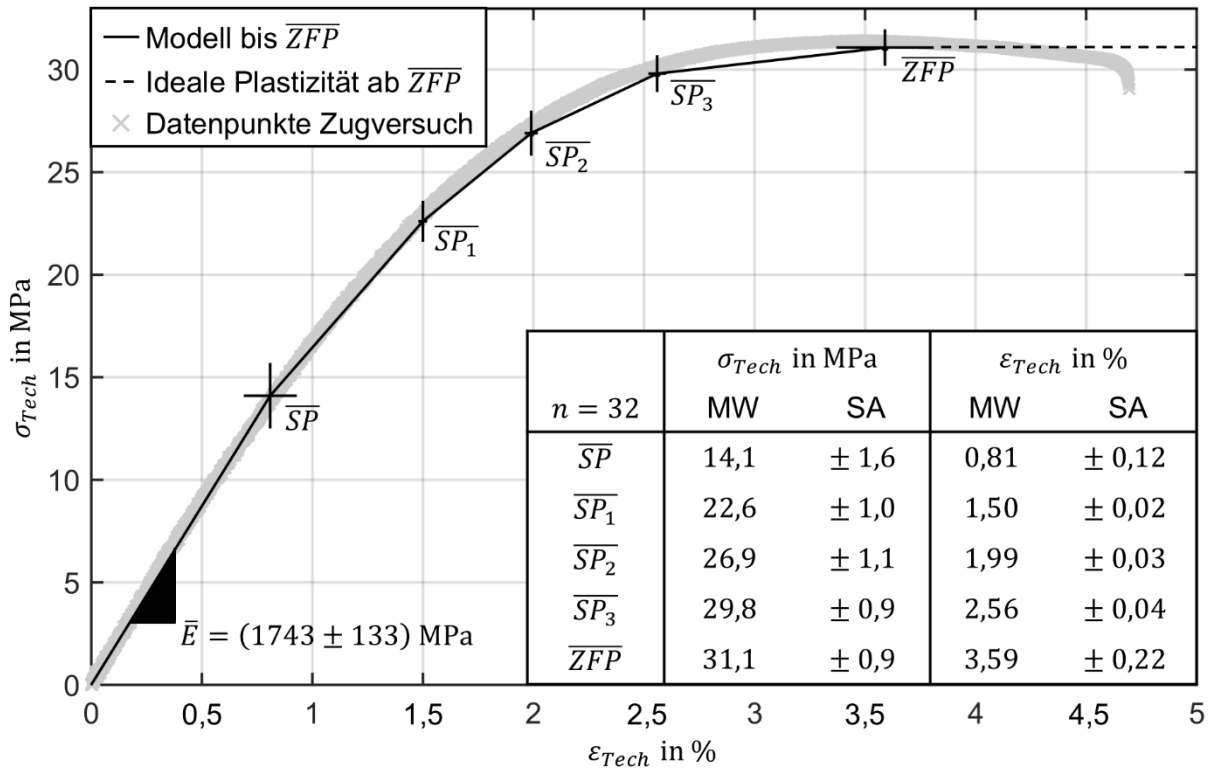


Abbildung 4-7 Multilineare Spannungs-Dehnungs-Approximation des Klebstoffs (schwarz) und Datenpunkte eines beispielhaften Zugversuchs (grau)

Die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des multilinearen Materialmodells gibt das Verhalten der zugbelasteten Klebstoffreinproben bis zum Erreichen des Zugfestigkeitspunkts \overline{ZFP} annähernd ideal wieder. Anhand der beispielhaften Datenpunkte wird jedoch ersichtlich, dass der normalbeanspruchte Klebstoff nach Überschreitung des \overline{ZFP} entfestigendes Materialverhalten aufweist. Da die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Materialmodells im Rahmen einer impliziten FEA eindeutig und monoton sein muss, kann das entfestigende Verhalten (negativer Tangentenmodul ab \overline{ZFP}) nicht berücksichtigt werden. Schädigungs- und bruchmechanische Konzepte auf Grundlage der Kohäsivzonentheorie [30, 31] ermöglichen eine realitätsnahe Abbildung dieses Materialverhaltens, sind jedoch mit zusätzlichem Modellierungs- und Rechenaufwand sowie numerischer Sensitivität verbunden. Da das Materialmodell explizit für den Anwendungsfall einer iterativen, FE-basierten Topologieoptimierung einer geometrisch-komplexen Klebeverbindung (hohe Elementanzahl) entwickelt wird, stellt die Annahme idealer Plastizität ab Erreichen des \overline{ZFP} einen geeigneten Kompromiss zwischen numerischer Stabilität und physikalischer Abbildungsgenauigkeit dar.

Die größten Streuungen aller Stützpunkte liegen im Streckpunkt \overline{SP} sowie dem Zugfestigkeitspunkt \overline{ZFP} des Klebstoffs vor. Dies ist darauf zurückzuführen, dass zur Validitätsprüfung der Proben ausschließlich die maximalen Hauptachsenlängen der Poren in den Bruchflächen berücksichtigt wurden, während die Verteilung und die Volumina der Lufteinschlüsse innerhalb der gesamten Probe unberücksichtigt blieben. Im elastischen Verformungsbereich ist der Einfluss auf den uniaxialen Spannungszustand am größten, da sich im Bereich der Lufteinschlüsse ein dreiachsiger Spannungszustand ausbildet, der die Probe lokal versteift und Fließvorgänge behindert. Im hochplastischen Bereich wirken sich die Lufteinschlüsse auf den Rissfortschritt aus, was anhand der hohen SA der Bruchdehnung $\varepsilon_{Tech,max} = (3,59 \pm 0,22) \%$ erkennbar ist.

4.1.2.2 Torsionsversuche mit geklebten Hohlzylinderproben

Die Ergebnisse der optischen Vermessung der geklebten Hohlzylinderproben T1 bis T10 zeigen auf, dass die normative Forderung eines maximal zulässigen Seitenversatzes der Hohlzylinder-Fügeteile von 0,2 % durch die Torsionsproben T1 bis T7 sowie T9 erfüllt und von Probe T8 sowie T10 mit maximalen Abweichungen von 0,37 % und 0,79 % verletzt wird. Die normative Forderung nach einer maximalen Abweichung zwischen tatsächlicher zu mittlerer Klebfugenhöhe von $\pm 5 \%$ wird von den Proben T1 bis T7 sowie T9 und T10 erfüllt. Lediglich Probe T8 unterschreitet den Toleranzbereich mit einer maximalen Abweichung von $-12,1 \%$. Da die Auswertung von Torsionsversuchen mit Proben mangelhafter Maßhaltigkeit zu Fehlern bei der Berechnung der Schubspannung τ_{Tech} nach Gleichung (4-1) und der Gleitung γ_{Tech} nach Gleichung (4-2) führt, wurden die Proben T8 und T10 verworfen.

Der Verlauf des Drehmoments M über der Fügeteilverformung d_t bei Torsion der ungeklebten Referenzprobe kann mittels linearer Regressionsanalyse nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate durch eine Regressionsgerade mit der Steigung $M/d_t = 0,71 \text{ Nm}/\mu\text{m}$ zu $R^2 > 99 \%$ approximiert werden. Der Zusammenhang $M/d_t = 0,71 \text{ Nm}/\mu\text{m}$ beschreibt die Fügeteilsteifigkeit und bestimmt den Anteil der Fügeteilverformung in der Relativverschiebung der Fügeteile d_m bei Torsion geklebter Hohlzylinderproben. Zur Ermittlung der Klebstoffgleitung γ_{Tech} aus der Relativverschiebung der Fügeteile d_m wird der Zusammenhang $M/d_t = 0,71 \text{ Nm}/\mu\text{m}$ in Gleichung (4-2) berücksichtigt.

Abbildung 4-8 zeigt die technische Schubspannung des Klebstoffs τ_{Tech} (Gleichung (4-1)) als Funktion der Klebstoffgleitung γ_{Tech} (Gleichung (4-2)). Die Datenpunkte des Regressionsbereichs ($0,001 \leq \gamma_{Tech} \leq 0,0075$) zur Analyse des Schubmoduls sind vergrößert

dargestellt; zudem wurden die Kurven der einzelnen Versuche zu Darstellungszwecken um $\Delta\gamma_{Tech} = 0,1$ versetzt angeordnet. Die Gleitung des Klebstoffs beträgt zu Versuchsbeginn stets $\gamma_{Tech} = 0$.

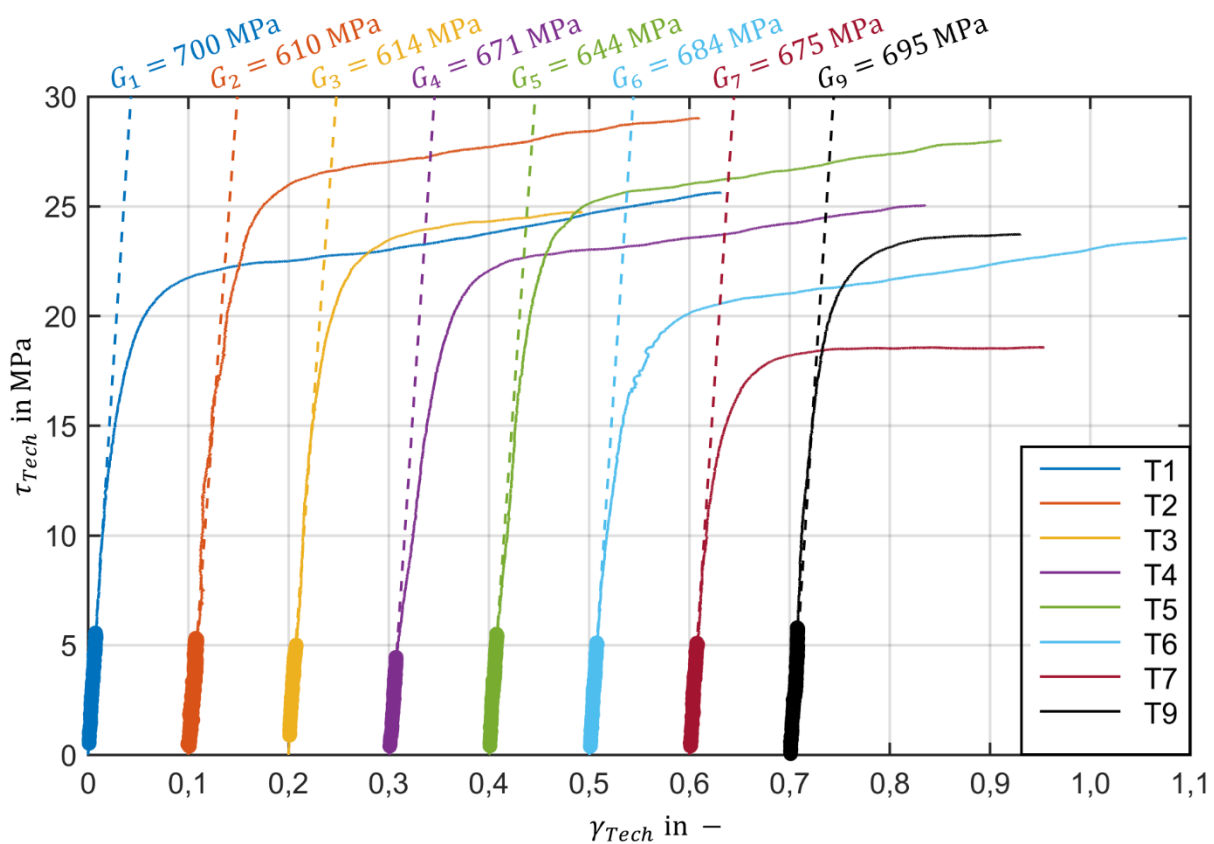


Abbildung 4-8 Schubspannungs-Gleitungs-Kurve des Klebstoffs ermittelt durch Torsionsversuche an geklebten PBF-LB/AlSi10Mg-Hohlzylinderproben und Datenpunkte des Regressionsbereichs zur Analyse der Schubmoduli

Durch arithmetische Mittelwertbildung der Schubmoduli G_1 bis G_7 und G_9 wurde der mittlere Schubmodul des untersuchten 2K-Strukturklebstoffs zu $\bar{G} = (662 \pm 35)$ MPa bestimmt. Er approximiert den Schubspannungs-Gleitungs-Verlauf des Klebstoffs bis $\gamma_{Tech} = 0,02$ mit hoher Genauigkeit. Im anschließenden Gleitungsbereich zwischen $0,02 < \gamma_{Tech} < 0,1$ sinkt der tatsächliche Tangentenmodul kontinuierlich bis auf etwa $0,1\bar{G}$ ab. Für Gleitungen $\gamma_{Tech} > 0,1$ bleibt der Tangentenmodul bis zu einer durchschnittlichen Bruchgleitung von $\gamma_{Tech,max} = 0,46$ in guter Näherung konstant. Somit weist der Klebstoff unter Schubbeanspruchung einen ausgeprägten plastischen Bereich mit moderater Materialverfestigung auf, was auf eine hohe Mobilität und Duktilität der zähmodifizierten Phasen unter Schubbeanspruchung zurückgeführt werden kann.

Die Bruchbilder der geprüften Hohlzylinderproben zeigen überwiegend Grenzschichtversagen entlang der Hohlzylinder-Fügeflächen auf, was durch Schälbeanspruchung begünstigt wird. Da durch die aktive Regelung des Axialtriebs der Torsionsprüfmaschine die Normalbeanspruchung

des Klebstoffs minimiert wurden, stellt eine mangelhafte Adhäsion zwischen Klebstoff und Füge­teil die wahrscheinlichste Ursache für das frühzeitige Versagen durch Trennbruch dar. Dementsprechend muss davon ausgegangen werden, dass nicht der vollständige Gleitungsbereich des Klebstoffs durch die Torsionsprüfung erfasst wurde.

4.1.3 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Klebstoffs wurde durch Zugversuche nach DIN EN ISO 527-2:2012-06 [150] an 32 Klebstoffreinproben ermittelt und bei einem Determinationskoeffizienten von $R^2 > 95 \%$ durch fünf Regressionsgeraden approximiert. Die Steigung der ersten Regressionsgeraden entspricht dem Elastizitätsmodul $\bar{E} = (1743 \pm 133)$ MPa. Bei den Stützpunkten des multilinear­en Materialmodells handelt es sich um den Koordinatenursprung, den Streckpunkt $\bar{S}\bar{P}$ sowie die Schnittpunkte $\bar{S}\bar{P}_1$ bis $\bar{S}\bar{P}_3$ und den Zugfestigkeitspunkt $\bar{Z}\bar{F}\bar{P}$ (siehe **Abbildung 4-7**). Die so definierte Spannungs-Dehnungs-Approximation gibt das Materialverhalten des Klebstoffs unter Normalbeanspruchung bis zum Erreichen des Zugfestigkeitspunkts $\bar{Z}\bar{F}\bar{P}$ annähernd ideal wieder. Ab Erreichen des $\bar{Z}\bar{F}\bar{P}$ zeigt der Klebstoff im Zugversuch entfestigendes Materialverhalten, was auf degenerative Prozesse innerhalb des Polymerkettennetzwerks (z. B. Kavitation) zurückgeführt werden kann.

Der Schubmodul des Klebstoffs wurde durch Torsionsversuche nach DIN EN 14869:2011-07 [82] an acht stumpf verklebten Hohlzylinderproben zu $\bar{G} = (662 \pm 35)$ MPa ermittelt. Im hochplastischen Gleitungsbereich zeigt der Klebstoff verfestigendes Materialverhalten ($\sim 0,1\bar{G}$) infolge plastischer Fließvorgänge.

Bei der Implementierung des multilinear­en Materialmodells im Rahmen impliziter FEA kann es somit sowohl im Sinne der physikalischen Abbildungsgenauigkeit als auch der numerischen Stabilität von Vorteil sein, ab dem $\bar{Z}\bar{F}\bar{P}$ einen schwach positiven Tangentenmoduleinzuführen. Unter der Annahme elastischer Isotropie berechnet sich die mittlere Poissonzahl des Klebstoffs entsprechend Gleichung (4-4) zu $\bar{\nu} = 0,316$.

$$\bar{\nu} = \frac{\bar{E}}{2\bar{G}} - 1 \quad (4-4)$$

Der Vergleich der ermittelten Poissonzahl mit Literaturwerten vergleichbarer 2K-Epoxidharzklebstoffe ($\nu = 0,25$ bis $0,45$ [11]) bestätigt die Güte der Parametrisierung des multilinear­en Materialmodells im elastischen Verzerrungsbereich.

Geometrie. Die Geometrie der zylindrischen PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe unterteilt sich in einen GB mit veränderlicher Topologie (Außendurchmesser 90 mm) und einen Nicht-Gestaltungsbereich (NGB) mit unveränderlicher Topologie (Außendurchmesser 32,2 mm). Diese Unterteilung stellt sicher, dass für die minimale Wandstärke im Bereich der Fügefläche $\geq 1,0$ mm gilt. Zudem wird das Vorhandensein des innenliegenden Schraubenauflegekopfes in Übereinstimmung mit dem in Kapitel 4.4.1 beschriebenen Zugprobenaufbau gewährleistet. Der nominale Außendurchmesser der innenliegenden Halbzeuge beträgt $D_{nom} = 30,0$ mm und der nominale Innendurchmesser der Muffe $d_{nom} = 30,2$ mm, was in einer nominalen Klebfugenhöhe von $h_{nom} = 0,1$ mm resultiert. Die innenliegenden Halbzeuge weisen eine Länge von $L = 175$ mm auf und überlappen die außenliegende Muffe über die Länge $L_{\ddot{u}} = 30,0$ mm, woraus sich nach Gleichung (3-9) eine nominale Klebfläche von $A_{Kleb,nom} = 2827$ mm² ergibt.

Diskretisierung. Um den Rechenaufwand zu reduzieren, wurden lediglich ein 0,75°-Ausschnitt der rotationssymmetrischen Muffenklebung diskretisiert und die PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe, das Aluminium-Rundprofil sowie der Klebstoff durch Hexaederelemente zweiter Ordnung (*CHEXA20*) mit einer durchschnittlichen Elementkantenlänge von 0,35 mm vernetzt. Zur geometrischen Diskretisierung des CFK-Rohrs wurde die Mantelfläche des Halbzeugs mit Schalenelementen zweiter Ordnung (*CQUAD8*) vernetzt. Im Sinne der lagenbasierten Schalenmodellierung werden diesen Elementen der Aufbau und die Orientierung eines zehnlagigen UD-Faserverbundlaminats zugewiesen. Jede Laminatlage weist eine Dicke von 0,2 mm auf. Die Fasern sind jeweils parallel zur Längskoordinate (Z) des zylindrischen Analyse-Koordinatensystems (r, θ, Z) ausgerichtet. Der Klebstoff wird durch acht Elemente in radialer Richtung, ein Element in azimuthaler Richtung und 120 Elemente in Längsrichtung (Z) wiedergegeben, was zu Elementkantenlängen von 0,0125 mm (r), 0,2 mm (θ) und 0,25 mm (Z) führt. Der Ausschnittwinkel der Muffenklebung wurde zu 0,75° gewählt, da sich somit ein durchschnittliches Seitenverhältnis von annähernd eins für alle Elemente der Füge Teile ergibt.

Grenzflächen. Im Sinne eines kontinuumsmechanischen Modellierungsansatzes teilen die Füge teil- und Klebstoffelemente gemeinsame Knotenpunkte in den Grenzflächen zu benachbarten FE-Komponenten und nutzen identische Ansatzfunktionen. Hierdurch wird ein ideal-adhäsiver Kontakt angenommen, der keine Relativverschiebung oder Entkopplung zulässt. Durch diesen Ansatz kann die Klebstoffbeanspruchung auf Grundlage eines fein aufgelösten 3D-Rechnernetzes und eines nichtlinearen Materialmodells mit hoher Genauigkeit

und moderatem Rechenaufwand erfasst werden. Adhäsionserscheinungen oder Aspekte der Schädigungs- und Bruchmechanik bleiben bei diesem Vorgehen jedoch unberücksichtigt.

4.2.2 Randbedingungen

Die in Kapitel 3.3 beschriebenen Zugscherversuche an zylindrischen PBF-LB/AlSi10Mg-Muffenklebungen haben gezeigt, dass bei der Klebstoffapplikation durch Injektion in additiv gefertigte Kanäle statische Zugscherfestigkeiten von $\tau_{max} = 27,1$ MPa bei einer Verklebung mit Aluminium-Rundprofil und $\tau_{max} = 29,5$ MPa bei einer Verklebung mit CFK-Rohr erzielt werden. Dementsprechend ist davon auszugehen, dass durch die optimierten Muffentopologien Zugscherfestigkeiten von $\tau_{max} > 30$ MPa erreicht werden. Um einem Kohäsivversagen der optimierten PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe entgegenzuwirken, wird die Muffenklebung im Rahmen der Topologieoptimierung mit $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa beansprucht und die maximale Von-Mises-Vergleichsspannung innerhalb der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe durch eine Optimierungseinschränkung begrenzt (siehe Kapitel 4.2.4). Die entsprechende Längszugkraft $F_{Z,1} = 235,6$ N wird über ein eindimensionales Starrkörperelement (*RBE2*) in die Stirnfläche des innenliegenden Halbzeugs eingeleitet und über die Klebfläche des $0,75^\circ$ -Ausschnitts ($A_{Kleb,FE} = 5,89$ mm²) in die Muffe übertragen (siehe **Abbildung 4-9**).

Durch Sperrung aller Freiheitsgrade ($r = \theta = Z = 0$) der Elementknoten auf der Oberseite des Schraubenauflagekopfs (siehe **Abbildung 4-9** und vgl. Zugproben-Aufbau Kapitel 4.4.1) wird statische Bestimmtheit des FE-Modells gewährleistet. Zur Berücksichtigung der Rotationssymmetrie wurde zusätzlich der azimutale Freiheitsgrad aller Knotenpunkte in den Symmetrieflächen des $0,75^\circ$ -Ausschnitts gesperrt ($\theta = 0$).

4.2.3 Materialmodellierung

Die Materialparameter zur Modellierung des strukturmechanischen Verhaltens der Füge­teile sowie des 2K-Epoxidharzklebstoffs sind in **Tabelle 4-1** zusammengefasst.

Tabelle 4-1 Parameter zur Materialmodellierung der Füge­teilwerkstoffe (PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe [76], Aluminium-Rundprofil [153], CFK-Rohr [55]) und des 2K-Epoxidharzklebstoffs (Kapitel 4.1)

Komponente/Parameter	Elastizitätsmodul E in GPa	Schubmodul G in GPa	Poissonzahl ν in –	Dichte ρ in g/cm ³		
PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe (linear-isotrop)	66,1	–	0,39	2,66		
Aluminium-Rundprofil (linear-isotrop)	70,0	–	0,33	–		
CFK-Rohr (linear-orthotrop)	139,4 () 8,8 (⊥)	4,6 (⊥) 3,2 (⊥⊥)	0,29 (⊥) 0,37 (⊥⊥)	–		
2K-Epoxidharzklebstoff (multilinear-isotrop)	1,74	–	0,32	–		
Stützpunkte der multilinearen Spannungs-Dehnungs-Approximation						
ε_{Tech} in %	0	0,81	1,50	1,99	2,56	3,59
σ_{Tech} in MPa	0	14,1	22,6	26,9	29,8	31,1

Muffe. Die Materialparameter zur linear-isotropen Modellierung der PBF/LB/AlSi10Mg-Muffe wurden durch Kopfzugversuche nach DIN 50125:2016-12 [154] ermittelt [76]. Da die maximale Beanspruchung der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe durch eine Optimierungseinschränkung entsprechend der 0,2-%-Dehngrenze des AlSi10Mg-Werkstoffs von $R_{p0,2} = 227$ MPa begrenzt wird (siehe Kapitel 4.2.4), ist das strukturmechanische Verhalten unter Definition linear-elastischer Materialparameter ausreichend beschrieben.

Halbzeuge. Unter Berücksichtigung der Nennschubbeanspruchung von $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa ist davon auszugehen, dass auch das strukturmechanische Verhalten der innenliegenden Halbzeuge durch linear-elastische Materialparameter ausreichend charakterisiert ist. Im Fall des Aluminium-Rundprofils aus der Aluminiumlegierung EN AW-6061 (DIN EN 573-3:2024-03 [139]) gilt dies bis zur 0,2-%-Dehngrenze von $R_{p0,2} = 270$ MPa [153] und im Fall des CFK-Rohrs bis zur Längszugfestigkeit von $R_{||}^+ = 1400$ MPa [55]. Bei den orthotropen Materialparametern des CFK-Rohrs handelt es sich um die Kennwerte einer UD-Faserverbandschicht mit einem Faservolumenanteil von 60 % hochfesten Kohlenstofffasern in einer Epoxidharzmatrix [55].

Klebstoff. Das nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Verhalten des zähmodifizierten 2K-Epoxidharzklebstoffs wird durch ein multilineares Materialmodell abgebildet. Die experimentelle Charakterisierung des Materialverhaltens unter Normal- und Schubbeanspruchung sowie die darauf aufbauende Parametrisierung der Stützpunkte einer multilinearen Spannungs-Dehnungs-Approximation sind in Kapitel 4.1 beschrieben. Da der Klebstoff für hohe Gleitung verfestigendes Materialverhalten aufweist (Kapitel 4.1.2.2), wird der Tangentenmodul zwischen den letzten zwei Stützpunkten für eine Beanspruchung oberhalb des Zugfestigkeitspunkts extrapoliert ($\sim 0,1E$).

4.2.4 Optimierungsprozess

Der FE-basierte Topologieoptimierungsprozess basiert auf einem SIMP (engl. *Solid Isotropic Material with Penalization*)-Algorithmus, der in Altair Engineerings (Troy, MI, USA) FE-Software HyperWorks 2021.2 durch den impliziten *OptiStruct-Solver* berechnet wird. Der Solver greift bei nichtlinearen Analysen auf das inkrementell-iterative Newton-Raphson-Verfahren zur schrittweisen Lösung der finiten Grundgleichung zurück (Kapitel 2.1.6.1). Da sich die Anwendung des SIMP-Algorithmus auf die Optimierung strukturmechanischer Probleme entsprechend der Theorie kleiner Verformungen beschränkt, können geometrische Nichtlinearitäten wie große Elementverzerrungen und Folgelasten nicht berücksichtigt werden.

Zielkriterium. Die in Kapitel 3.3 beschriebenen Zugscherversuche an PBF-LB/AlSi10Mg-Muffenklebungen haben gezeigt, dass sich bei Klebstoffapplikation durch die Injektion in additiv gefertigte Kanäle entsprechend des innenliegenden Halbzeugs entweder Grenzschichtversagen oder Delamination des CFK-Rohrs einstellt. Beides ist auf die ausgeprägte Schälbeanspruchung an den Überlappungsenden der Muffenklebungen zurückzuführen. Um den Lastabtrag zu homogenisieren und in Richtung Schub zu verlagern, besteht das Optimierungsziel darin, unter Berücksichtigung von $\sigma_{1,ideal} \stackrel{\text{def}}{=} \tau_{Nenn,1}$, die maximale erste Hauptspannung der Klebstoffkomponente ($\sigma_{1,max}$) zu minimieren. Trifft für alle Elemente der Klebstoffkomponente $\sigma_1 = \tau_{Nenn,1}$ zu, ist das Optimierungsziel exakt erfüllt und der Lastabtrag erfolgt durch homogene Schubbeanspruchung.

Gestaltungsvariablen. Zur praktischen Umsetzung des Optimierungsziels kann die Materialdichte jedes Elements (Elementdichte ED) innerhalb des GB der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe (siehe **Abbildung 4-9**) kontinuierlich zwischen den Werten null (kein Material) und eins (Vollmaterial) variiert werden ($0 < ED \leq 1$). Dabei steht die ED in linearer Beziehung zur Elementsteifigkeit und damit auch zum Elastizitätsmodul der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe.

Während konventionelle Fertigungsverfahren eine klare Unterscheidung zwischen Vollmaterial ($ED = 1$) und keinem Material ($ED = 0$) voraussetzen, ist es mit additiven Fertigungsverfahren möglich, Zwischendichten ($0 < ED < 1$) durch Zellstrukturen mit entsprechendem Füllgrad abzubilden. Hierdurch kann die Fertigungsdegradation reduziert und die Leistungsfähigkeit der optimierten Strukturen gesteigert werden [104].

Der maßgebliche Einflussfaktor für die Neigung zur Ausbildung diskreter ($ED = 0 \vee 1$) oder indiskreter ($0 < ED < 1$) Elementdichteverteilungen ist der Penaliserungsparameter PP . Werte von $PP > 1$ führen zu Straftermen für Elementdichten ungleich 1 oder 0, während für $0 < PP < 1$ die Ausbildung von Zwischendichten gefördert wird.

Einschränkungen. Neben dem Zielkriterium sind durch die Zielfunktion des SIMP-Algorithmus auch Optimierungseinschränkungen zu berücksichtigen. Zu diesen gehören eine maximale Von-Mises-Vergleichsspannung von $\sigma_{vMises,max} = R_{p0,2} = 227$ MPa für alle regulären Elemente der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe (GB und NGB) sowie eine Gewichtsreduktion des GB der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe um 50 % gegenüber dem Initialgewicht $m_{GB,0} = 2,81$ g. Bei $m_{GB,0}$ handelt es sich um die Gesamtmasse aller Elemente des GB innerhalb des $0,75^\circ$ -Ausschnitts bei $ED = 1$. Reguläre Elemente bezeichnen alle Elemente, die von geometrischen Diskontinuitäten wie der Bauteilkontur durch mindestens drei Zwischenelemente räumlich getrennt sind.

Strategie. Im Sinne der Zielfunktion passt der SIMP-Algorithmus iterativ die Verteilung der Elementdichte innerhalb des GB der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe an. Dabei löst er die strukturmechanische Problemstellung auf Basis der aktuellen Elementsteifigkeiten, bis die relative Änderung der Zielgröße $\sigma_{1,max}$ zwischen zwei Optimierungsiterationen den Schwellwert von 0,5 % unterschreitet.

4.3 Simulationsergebnisse

Kapitel 4.3.1 behandelt die Ergebnisse der FE-basierten Topologieoptimierung, indem die charakteristischen Merkmale der FE-optimierten Muffen anhand der entsprechenden Elementdichteverteilungen diskutiert werden. Anschließend wird der Prozess der CAD-Rückführung beschrieben, der von den nicht fertigmachen FE-optimierten Muffentopologien hin zu additiv fertigmachen PBF-LB/M-optimierten Muffentopologien führt. In Kapitel 4.3.2 wird die resultierende Klebstoffbeanspruchung durch weiterführende FE-Analysen der Muffenklebungen ermittelt und die Ergebnisse der Klebstoffbeanspruchung gegenübergestellt, die sich für eine nicht optimierte, zylindrische Referenzmuffe einstellt.

4.3.1 Optimierungsergebnis

FE-optimierte Muffen. Die leistungsfähigsten Muffentopologien zur Verklebung mit CFK-Rohr und Aluminium-Rundprofil wurden für Penaliserungsparameter von $PP_{CFK} = 2$ (Konvergenz nach 126 Iterationen) und $PP_{Alu} = 1$ (Konvergenz nach 90 Iterationen) ermittelt.

Abbildung 4-10 stellt die Leistungseigenschaften und Elementdichteverteilungen gegenüber.

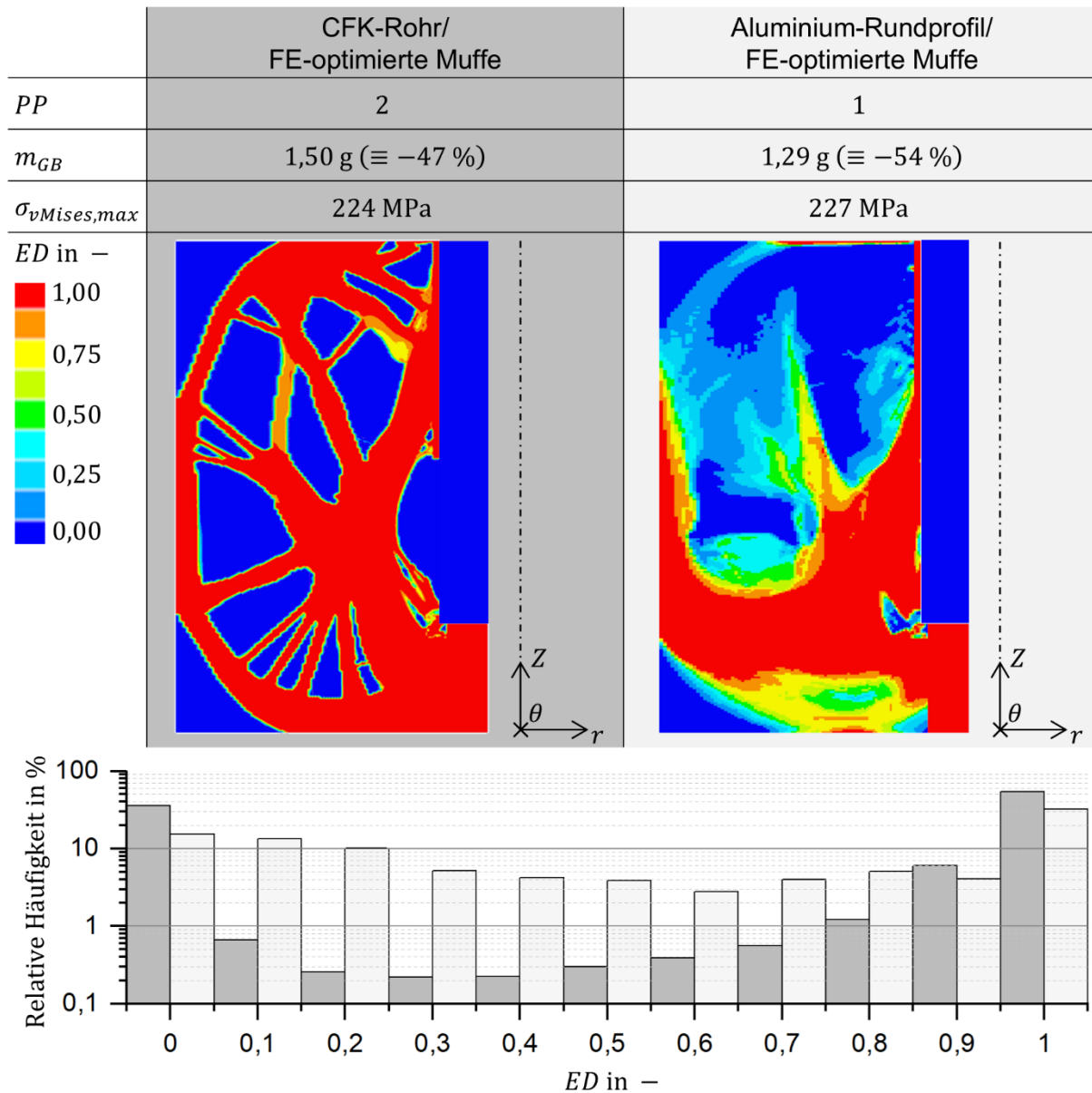


Abbildung 4-10 Leistungseigenschaften und Elementdichteverteilung FE-optimierter Muffen zur Verklebung mit CFK-Rohr oder Aluminium-Rundprofil

Aufgrund der unterschiedlichen Penaliserungsparameter und Fügeteilsteifigkeiten unterscheiden sich die Elementdichteverteilungen und die dargestellten Konturen deutlich. Während bei der FE-optimierten Muffe zur Verklebung mit dem CFK-Rohr weniger als 10 % der Elemente eine (auf zwei Nachkommastellen gerundete) Elementdichte ungleich eins oder

null aufweisen, beträgt der kumulierte Anteil der Zwischendichten ($0 < ED < 1$) bei der FE-optimierten Muffe zur Verklebung mit Aluminium-Rundprofil deutlich über 50 %.

Wie durch den Vergleich der Massen und der Anzahl an Recheniterationen deutlich wird, reduziert eine geringere Penalisierung die Restriktivität der Zielfunktion, wodurch sowohl eine schnellere Konvergenz als auch eine effektivere Verringerung der Masse ermöglicht wird. Während die FE-optimierte Muffe zur Verklebung mit dem CFK-Rohr die minimal geforderte Gewichtsreduktion des GB von -50% um 3 %P (Prozentpunkte) verfehlt, wird dieses Ziel von der FE-optimierten Muffe zur Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil (-54%) erfüllt. Der Forderung nach $\sigma_{vMises,max} = 227$ MPa kommen beide Strukturen nach.

CAD-Rückführung. Die FE-optimierten Muffentopologien sind aufgrund der kontinuierlichen Elementdichteverteilung sowie PBF-LB/M-spezifischer Fertigungseinschränkungen nicht unmittelbar zu fertigen. Zur fertigungsgerechten Modifikation werden die Konturdiagramme der Elementdichte (**Abbildung 4-10**) in ein CAD-System (CATIA V5-6R2016, Dassault Systèmes, Vélizy-Villacoublay, Frankreich) importiert. Daraufhin wird die kontinuierliche Elementdichteverteilung in diskrete Wertebereiche zur Interpretation durch Vollmaterial $\{ED \in \mathbb{R} | ED > 0,75\}$, Teilmaterial $\{ED \in \mathbb{R} | 0,25 \leq ED \leq 0,75\}$ oder zur Vernachlässigung (kein Material) $\{ED \in \mathbb{R} | ED < 0,25\}$ unterteilt. Unter der Voraussetzung, dass eine Mindestanzahl von 50 benachbarten Elementen die Bedingung des gleichen Wertebereichs erfüllt, wird die Kontur dieser Elemente in einer von zwei Skizzen (Skizze 1: Vollmaterial oder Skizze 2: Teilmaterial) berücksichtigt. Der verbleibende GB wird als Hohlraum interpretiert. Anschließend werden die Konturen der 2D-Skizzen hinsichtlich PBF-LB/M-spezifischer Fertigungseinschränkungen modifiziert und über Drehwinkel von $0,75^\circ$ orthogonal zur Skizzierebene (um die θ -Achse) zu Volumenkörpern ausrotiert. Die resultierenden Volumenmodelle dienen als Ausgangsgeometrie zur Analyse der Klebstoffbeanspruchung in Kapitel 4.3.2 sowie zur Fertigung von geklebten Zugproben in Kapitel 4.4.

Sowohl durch die Diskretisierung der kontinuierlichen Elementdichteverteilung in eine endliche Anzahl von Wertebereichen (Diskretisierungsfehler) als auch durch die Modifikation der dargestellten Konturen hinsichtlich der PBF-LB/M-Fertigbarkeit (Fertigungsdegradation) wird die Leistungsfähigkeit gegenüber den FE-optimierten Strukturen reduziert. Die resultierende Optimierungsdegradation O_D kann anhand der durchschnittlichen Abweichung zwischen den FE-optimierten Elementdichten ED_{FE} und den PBF-LB/M-optimierten Elementdichten ED_{PBF} entsprechend Gleichung (4-5) quantifiziert werden.

$$O_D = \overline{|ED_{FE} - ED_{PBF}|} \quad (4-5)$$

PBF-LB/M-optimierte Muffen. In **Abbildung 4-11** werden die Leistungseigenschaften und Elementdichteverteilungen der optimierten Muffentopologien nach der CAD-Rückführung gegenübergestellt. Zudem ist eine nichtoptimierte, zylindrische Referenzmuffe (Außendurchmesser 50 mm) dargestellt, die bei der anschließenden Analyse der Klebstoffbeanspruchung (Kapitel 4.3.2) als Bewertungsreferenz herangezogen wird.

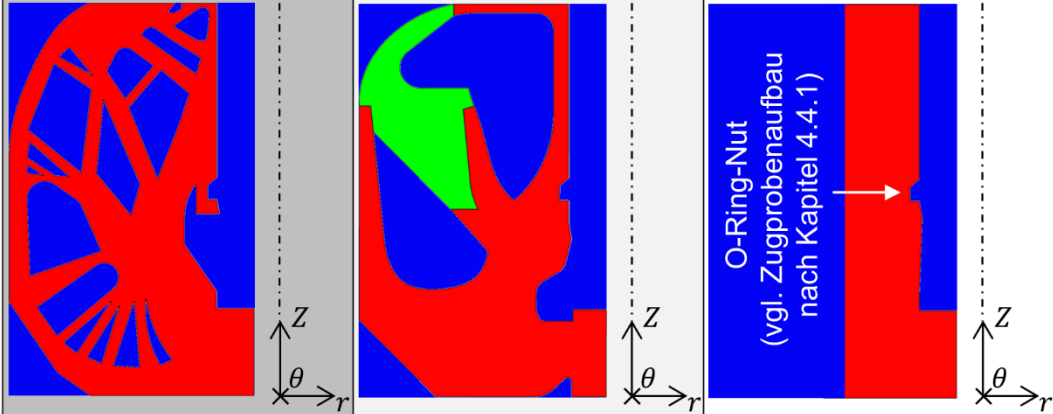
	CFK-Rohr/ PBF-LB/M-optimierte Muffe	Aluminium-Rundprofil/ PBF-LB/M-optimierte Muffe	CFK-Rohr und Aluminium-Rundprofil/ Referenzmuffe
O_D	5,8 %	14,2 %	–
m_{GB}	1,63 g	1,37 g	0,51 g
$\sigma_{vMises,max}$	217 MPa	222 MPa	250 MPa
ED in –			
■ 1,00			
■ 0,30			
■ 0,00			

Abbildung 4-11 Leistungseigenschaften und Elementdichteverteilung von PBF-LB/M-optimierten Muffen und einer zylindrischen Referenzmuffe zur Verklebung mit CFK-Rohr und Aluminium-Rundprofil

Da bei der FE-optimierten Muffe zur Verklebung mit dem CFK-Rohr die Konvention $\{ED \in \mathbb{R} | 0,25 \leq ED \leq 0,75\}$ von einer vernachlässigbar geringen Anzahl benachbarter Elemente erfüllt wird (siehe **Abbildung 4-10**, links), werden die Konturen des gesamten GB mittels einer einzigen 2D-Skizze zur Interpretation durch Vollmaterial nach $\{ED \in \mathbb{R} | ED > 0,75\}$ erfasst oder entsprechend $\{ED \in \mathbb{R} | ED < 0,25\}$ vernachlässigt (**Abbildung 4-11**, links). Der resultierende Diskretisierungsfehler beträgt 1,9 %. Eine zusätzliche Fertigungsdegradation ergibt sich durch die Modifikation der Konturen hinsichtlich der PBF-LB/M-Fertigbarkeit. Dabei handelt es sich primär um Anpassungen zur Einhaltung einer Mindestwandstärke von 1,0 mm und eines minimalen Überhangwinkels von 35°. Die resultierende Optimierungsdegradation gegenüber der FE-optimierten Muffe beträgt $O_{D,CFK} = 5,8 \%$. Dies hat zur Folge, dass sowohl die Masse (+8,7 %) wie auch die maximale Beanspruchung (+3,1 %) ansteigen.

Bei der FE-optimierten Muffe zur Verklebung mit Aluminium-Rundprofil ergeben sich zwei Bereiche, welche die Konvention $\{ED \in \mathbb{R} | 0,25 \leq ED \leq 0,75\}$ durch mehr als 50 benachbarte Elemente erfüllen und damit theoretisch zur Interpretation als Teilmaterial vorgesehen sind (siehe **Abbildung 4-10**, rechts). Der erste Bereich befindet sich am unteren Ende der Muffe, angrenzend an die θr -Ebene, in der die Muffe bei aufrechtstehender Bauteilorientierung an die Bauplatte angebunden ist. Um eine zuverlässige Verbindung der Muffe zur Bauplatte zu gewährleisten, werden die Konturen dieses Bereichs nicht durch Skizze 2 (Teilmaterial), sondern ebenfalls durch Skizze 1 (Vollmaterial) berücksichtigt. Da der Bereich ohnehin eine hohe durchschnittliche Elementdichte von 70 % aufweist, fällt der hierdurch induzierte Diskretisierungsfehler gering aus. Auf den zweiten Bereich zur Interpretation durch Teilmaterial trifft eine durchschnittliche Elementdichte von 30 % zu. Dementsprechend wurden die entsprechenden Konturen durch Skizze 2 als Teilmaterial mit $ED = 0,3$ berücksichtigt. Die verbleibenden Konturen des GB wurden entsprechend der Konvention $\{ED \in \mathbb{R} | ED > 0,75\}$ durch Skizze 1 (Vollmaterial) berücksichtigt oder entsprechend $\{ED \in \mathbb{R} | ED < 0,25\}$ vernachlässigt (kein Material). Der resultierende Diskretisierungsfehler beträgt 7,6 %. Nach Modifikation der Konturen hinsichtlich der PBF-LB/M-Fertigbarkeit stellt sich eine Optimierungsdegradation von $O_{D,Alu} = 14,2$ % ein (**Abbildung 4-11**, mittig). Dabei bleibt die Masse gegenüber der FE-optimierten Muffe annähernd konstant (+0,7 %), während die maximale Beanspruchung leicht abnimmt (-2,2 %).

Fazit. Die Auswertung verdeutlicht, dass die Optimierungsdegradation im Rahmen der CAD-Rückführung bei einer indiskreten Elementdichteverteilung stärker ausgeprägt ist als bei einer diskreten Verteilung. Gleichzeitig bietet die indiskrete Elementdichteverteilung Vorteile bezüglich der Gewichtsspezifika. Die PBF-LB/M-optimierte Muffe zur Verklebung mit einem Aluminium-Rundprofil weist eine um 19 % geringere Masse auf als die Ausführung für das CFK-Rohr. Dieses Ergebnis verdeutlicht das erhöhte Leichtbaupotenzial, das durch eine moderate Penalisierung im Rahmen der SIMP-Optimierung erschlossen werden kann. Gleichzeitig übersteigen die Massen der PBF-LB/M-optimierten Muffen die der Referenzmuffe (**Abbildung 4-11**, rechts) um mehr als das Doppelte, was den Optimierungsbedarf hinsichtlich der Gewichtsspezifika verdeutlicht.

4.3.2 Analyse der Klebstoffbeanspruchung

Durch weiterführende FE-Analysen soll der Einfluss der unterschiedlichen Muffentopologien auf den Spannungszustand innerhalb des Klebstoffs charakterisiert werden. Bei den Fügeteilen handelt es sich um die FE-optimierte Muffe (nicht fertigbar), die PBF-LB/M-optimierte Muffe

(additiv fertigbar) sowie die nichtoptimierte Referenzmuffe (konventionell fertigbar), die jeweils mit Aluminium-Rundprofil und CFK-Rohr einfachüberlappt verklebt werden. Während die zylindrische Referenzmuffe sowohl bei der Verklebung mit Aluminium-Rundprofil als auch bei Verklebung mit dem CFK-Rohr eine identische Topologie aufweist, unterscheiden sich die Topologien der FE-optimierten (siehe **Abbildung 4-10**) und PBF-LB/M-optimierten Muffe (siehe **Abbildung 4-11**) entsprechend der innenliegenden Halbzeuge.

In Kapitel 4.3.2.1 werden alle genannten Fügeteilkombinationen unter der Annahme kleiner Verformungen (geometrisch-linear) für eine Nennschubbeanspruchung von $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa analysiert und der Verlauf der ersten Hauptspannung in der Klebstoffkomponente entlang der Klebfugenhöhe und Bauteilüberlappung diskutiert. Zudem werden die dreidimensionalen Spannungszustände der Klebfugenmitte bei Start, Mitte und Ende der Überlappung anhand Mohrscher Kreise analysiert. Da die Klebstoffkomponente für $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa große Elementverzerrungen erfährt, werden die Muffenklebungen in Kapitel 4.3.2.2 durch eine komplementäre FE-Analyse unter Berücksichtigung großer Verformungen (geometrisch-nichtlinear) untersucht und die resultierende Klebstoffbeanspruchung den Ergebnissen der geometrisch-linearen Rechnung gegenübergestellt. In Kapitel 4.3.2.3 wird die Klebstoffbeanspruchung für ein reduziertes Lastniveau von $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa betrachtet. Aufgrund der geringen Elementverzerrung erfolgt dies unter der Annahme kleiner Verformungen (geometrisch-linear).

Im Rahmen der Analysen behalten die Ausführungen zur FE-Modellierung aus Kapitel 4.2 ihre Gültigkeit. Eine notwendige Ergänzung stellt die Modellierung des Teilmaterialbereichs innerhalb der PBF-LB/M-optimierten Muffe zur Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil dar. Der Teilvolumenkörper, der durch Rotation von Skizze 2 (Teilmaterial) erzeugt wurde, wird durch eine separate FE-Komponente mit einem Elastizitätsmodul von $0,3E_{AlSi10Mg}$ abgebildet.

Zur Validierung der Abbildungsgenauigkeit des FE-Modells wird die resultierende Z-Dehnung ε_z herangezogen. Diese wurde sowohl numerisch, mittels geometrisch-nichtlinearer FE-Analyse (Kapitel 4.3.2.2), wie auch experimentell, im Rahmen statischer Zugscherversuche, ermittelt (Kapitel 4.4), um sie als Funktion der Nennschubbeanspruchung τ_{Nenn} gegenüberzustellen (Anhang F). Die Diskussion der Ergebnisse erfolgt in Kapitel 4.4.2.1.

4.3.2.1 Geometrisch-lineare Analyse bei $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa

Klebfugenhöhe. Zur Analyse der Klebstoffbeanspruchung als Funktion der Klebfugenhöhe wurde die erste Hauptspannung σ_1 aller acht radial angeordneten Klebstoffelemente bei Start

(0 mm, Muffengrund), Mitte (15 mm) und Ende (30 mm, Muffenmund) der Überlappung ausgewertet (siehe **Abbildung 4-9**). Bei einer Klebfugenhöhe von 0 mm grenzt das erste radiale Element der Klebstoffkomponente an die Muffe an, während bei einer Klebfugenhöhe von 0,1 mm das achte radiale Element der Klebstoffkomponente an das Halbzeug angrenzt. In **Abbildung 4-12** sind die Ergebnisse für die Verklebung von CFK-Rohr und Aluminium-Rundprofil mit der FE-optimierten Muffe und der zylindrischen Referenzmuffe bei Start (0 mm) und Ende (30 mm) der Überlappung dargestellt.

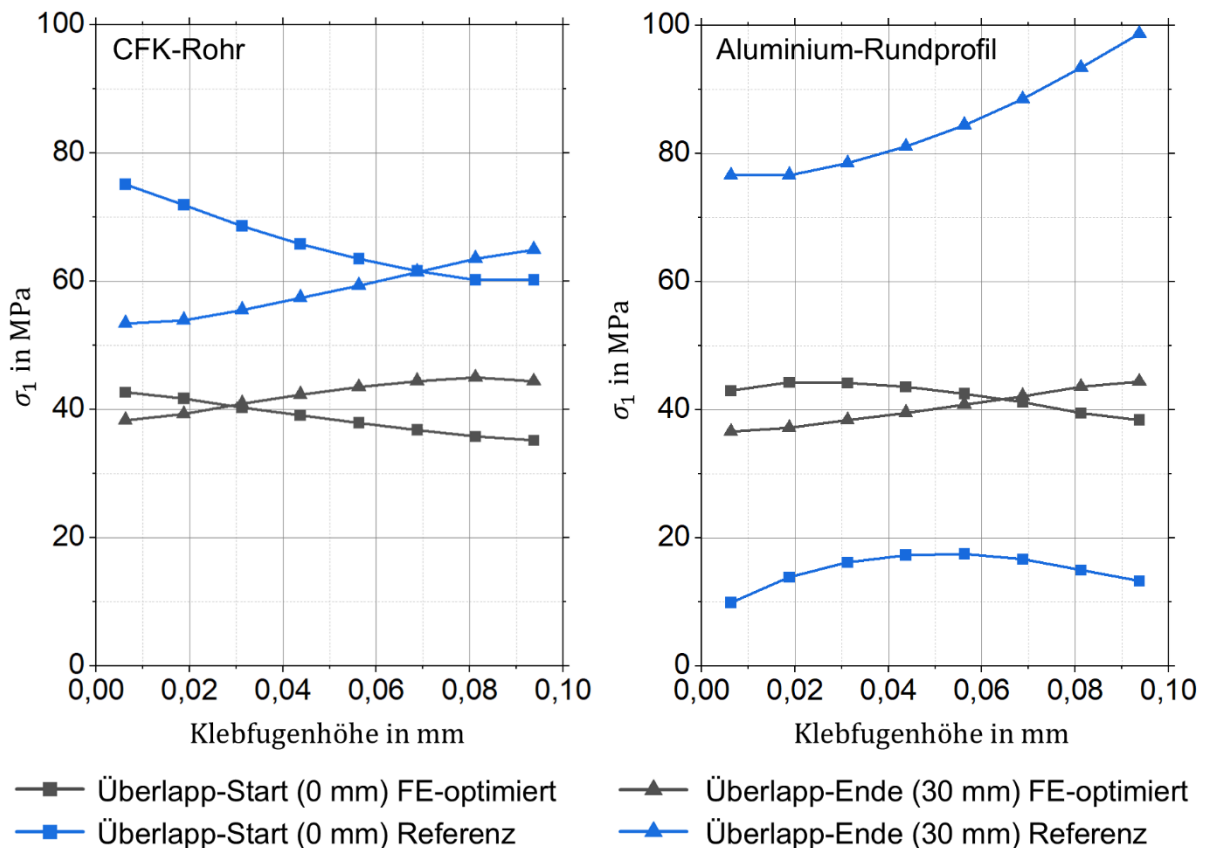


Abbildung 4-12 Erste Hauptspannung σ_1 bei Überlapp-Start und -Ende als Funktion der Klebfugenhöhe bei geometrisch-linearer FE-Analyse zugbelasteter Muffenklebungen mit $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa

Der größte Spannungsgradient zwischen benachbarten Klebstoffelementen bildet sich bei der Verklebung der zylindrischen Referenzmuffe mit dem Aluminium-Rundprofil zu $\Delta\sigma_{1max} = 5,3$ MPa am Überlapp-Ende aus. Wird $\Delta\sigma_{1max}$ auf den arithmetischen MW der zugrunde liegenden Absolutspannungen bezogen, ergibt sich ein relativer Spannungsgradient von 5,4 %. Verglichen mit dem in [69] formulierten Grenzwert eines maximal zulässigen Spannungsgradienten von 10,0 % zwischen benachbarten Elementen, kann die strukturelle Diskretisierung der Klebstoffkomponenten mit einer Elementkantenlänge von 0,0125 mm in radialer Richtung (r) als geeignet zur Auflösung der Spannungsgradienten bewertet werden.

Auf eine Darstellung des Verlaufs der ersten Hauptspannung bei Überlapp-Mitte wurde bewusst verzichtet, da die Differenz zwischen den Klebstoffelementen höchster und geringster Beanspruchung für alle Fügeteilkombinationen weniger als 1 MPa beträgt. Die Spannungsüberhöhungen bei Überlapp-Start und -Ende klingen Richtung Überlapp-Mitte zügig ab, wo sich ein annähernd horizontaler Verlauf der ersten Hauptspannung einstellt ($\sigma_1 \approx \sigma_{1,ideal}$).

CFK-Rohr. Für die Verklebung des CFK-Rohrs mit der FE-optimierten Muffe ergibt sich bei Überlapp-Start eine maximale erste Hauptspannung von 42,6 MPa. Bei Verklebung mit der Referenzmuffe beträgt der analoge Wert 75,1 MPa. In beiden Fällen bildet sich die maximale Klebstoffbeanspruchung in der Grenzfläche zur Muffe (Klebfugenhöhe 0 mm) aus. Die Spannungsdifferenz zwischen den Klebstoffelementen höchster und geringster Beanspruchung beträgt bei der Referenzmuffe 14,9 MPa und bei der FE-optimierten Muffe lediglich 7,5 MPa. Bei Überlapp-Ende verlagert sich die maximale Beanspruchung in die Grenzfläche zum Halbzeug (Klebfugenhöhe 0,1 mm). Hier beträgt die maximale erste Hauptspannung bei Verklebung mit der FE-optimierten Muffe 44,4 MPa und bei Verklebung der Referenzmuffe 64,9 MPa. Die entsprechenden maximalen Spannungsdifferenzen entlang der Klebfugenhöhe ergeben sich zu 6,6 und 11,5 MPa.

Aluminium-Rundprofil. Auch die FE-optimierte Muffe zur Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil zeigt einen homogenen Verlauf der ersten Hauptspannung entlang der Klebfugenhöhe. So betragen die maximale erste Hauptspannung und die maximale Spannungsdifferenz bei Überlapp-Start 44,3 bzw. 5,8 MPa und bei Überlapp-Ende 44,4 und 7,8 MPa. Auch die Referenzmuffe führt bei Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil auf eine vergleichsweise geringe Spannungsdifferenz von 7,5 MPa bei Überlapp-Start. Demgegenüber zeigt sich bei Überlapp-Ende eine stark inhomogene Klebstoffbeanspruchung über der Klebfugenhöhe. Bei einer maximalen Spannungsdifferenz von 22,1 MPa beträgt die maximale erste Hauptspannung 98,6 MPa.

Fazit. Die Ergebnisse zeigen, dass die optimierten Muffentopologien auf eine deutlich reduzierte Maximalbeanspruchung sowie einen gleichmäßigeren Beanspruchungsverlauf entlang der Klebfugenhöhe führen. Während das verwendete Halbzeug bei den Verklebungen mit den FE-optimierten Muffen kaum Einfluss auf den Verlauf der ersten Hauptspannung über der Klebfugenhöhe nimmt, besteht bei der Verklebung der Referenzmuffe eine starke Abhängigkeit zwischen Klebstoffbeanspruchung und Halbzeugsteifigkeit.

Überlappungslänge. Der Vergleich des arithmetischen MW aller Klebstoffspannungen entlang der Klebfugenhöhe mit den zugrunde liegenden Absolutspannungen ($n = 8$) macht deutlich, dass die erste Hauptspannung in der fünften von insgesamt acht radialen Elementreihen mit einer maximalen relativen Abweichung von 3,6 % die größte Übereinstimmung mit dem MW aufweist. Dementsprechend wird die Beanspruchung dieser Elementreihe (mittig der Klebfugenhöhe) im Folgenden als repräsentativ für die Beanspruchung der gesamten Klebfugenhöhe angesehen. Daher werden zur Analyse der Klebstoffbeanspruchung entlang der Überlappung die drei Hauptspannung σ_1 , σ_2 und σ_3 aller 120 längsangeordneten Elemente in der fünften von acht radialen Elementreihen der Klebstoffkomponente ausgewertet.

In **Abbildung 4-13** ist der Verlauf der ersten Hauptspannung σ_1 als Funktion der Überlappung für die unterschiedlichen Fügeiteilkombinationen dargestellt. Aufgrund der geometrischen Singularitäten am diskontinuierlichen Ende des Rechennetzes bei Überlapp-Start (0 mm) und -Ende (30 mm) werden die hier angrenzenden Elemente (1 und 120) von der Auswertung ausgeschlossen.

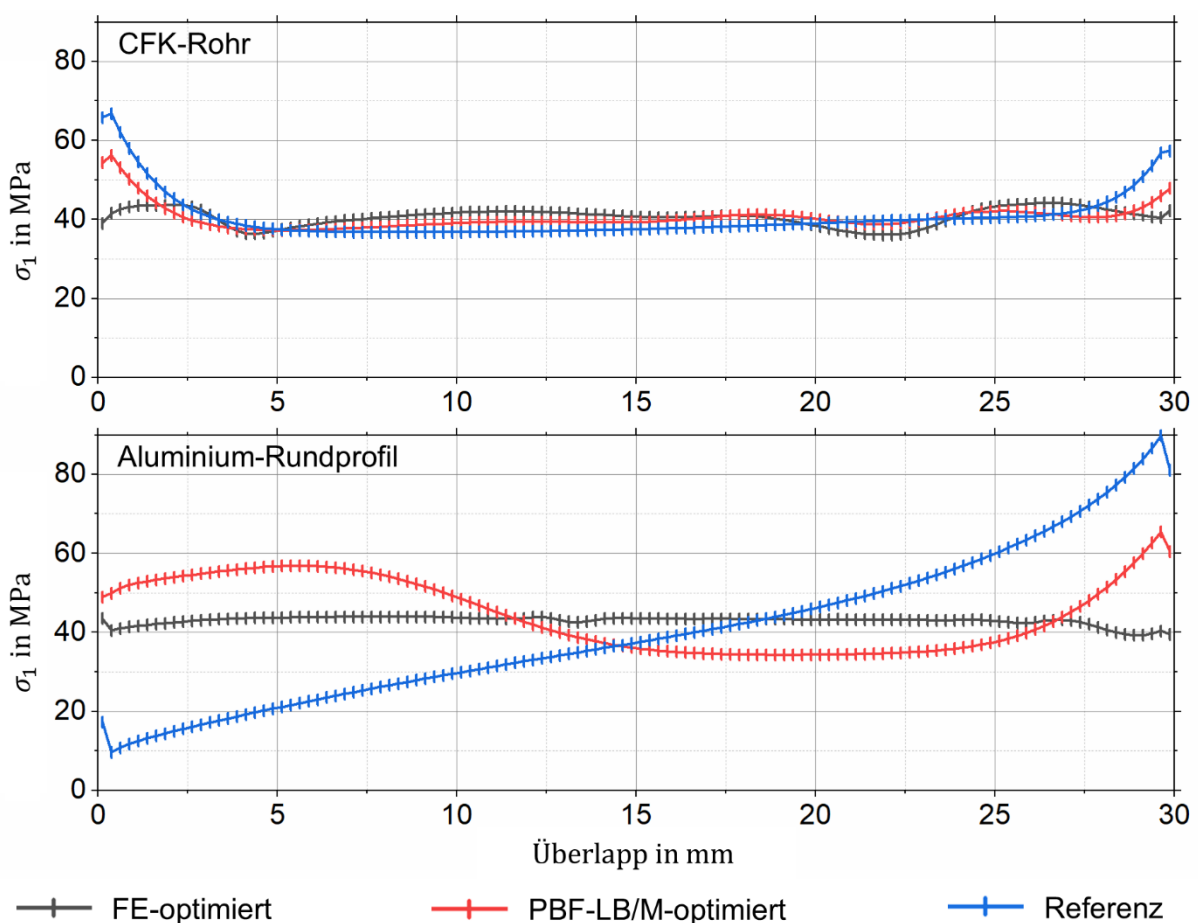


Abbildung 4-13 Erste Hauptspannung σ_1 mittig der Klebfugenhöhe als Funktion der Überlappung auf Grundlage geometrisch-linearer FE-Analyse zug belasteter Muffenklebungen mit $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa

Der maximale Spannungsgradient zwischen benachbarten Klebstoffelementen tritt bei der Verklebung der zylindrischen Referenzmuffe mit dem CFK-Rohr zu $\Delta\sigma_{1,max} = 4,8 \text{ MPa}$ (7,5 %) zwischen dem zweiten und dritten Klebstoffelement nach Überlapp-Start auf. Verglichen mit dem Grenzwert für den maximal zulässigen relativen Spannungsgradienten von 10,0 % [69] kann die strukturelle Diskretisierung der Klebstoffkomponente mit einer Elementkantenlängen von 0,25 mm in longitudinaler Richtung (Z) als ausreichend zur Auflösung der Spannungsgradienten bewertet werden.

Referenzmuffe. Bei Verklebung des CFK-Rohrs mit der nichtoptimierten Referenzmuffe gilt für die erste Hauptspannung mittig der Überlappung $\sigma_1 \approx \sigma_{1,ideal}$ (mit $\sigma_{1,ideal} \stackrel{\text{def}}{=} \tau_{Nenn,1}$). Demgegenüber ergeben sich bei Start und Ende der Überlappung ausgeprägte Spannungsüberhöhungen, die durch $(\sigma_{1,max}/\sigma_{1,ideal}) - 1$ quantifiziert werden. Die maximale Spannungsüberhöhung von 67 % (für $\sigma_{1,max} = 66,8 \text{ MPa}$ mit $\varepsilon_{1,max} = 37 \%$) am Start der Überlappung fällt gegenüber der Spannungsüberhöhung am Ende der Überlappung (44 %) gering aus.

Bei der Verklebung des Aluminium-Rundprofils mit der Referenzmuffe stellt sich ein stark divergierender Spannungsverlauf ein. Ausgehend von einer deutlichen Unterschreitung der idealen ersten Hauptspannung $\sigma_{1,ideal} = 40 \text{ MPa}$, also einer negativen Spannungsüberhöhung von -76 % (für $\sigma_{1,min} = 9,6 \text{ MPa}$) bei Überlapp-Start, folgt ein näherungsweise linearer Anstieg der ersten Hauptspannung hin zum Überlapp-Ende. Hier trifft eine maximale Spannungsüberhöhung von 125 % (für $\sigma_{1,max} = 89,8 \text{ MPa}$ mit $\varepsilon_{1,max} = 47 \%$) zu.

Die Spannungsüberhöhungen treten somit sowohl bei den Verklebungen mit CFK-Rohr als auch bei den Aluminiumklebungen auf. Durch die Analyse der entsprechenden Knotenverschiebungen wird ersichtlich, dass durch die exzentrische Krafteinleitung ein Biegemoment um die θ -Achse (siehe **Abbildung 4-9**) induziert wird, auf das die Fügeiteile entsprechend ihrer azimuthalen Biegesteifigkeit mit Knotenverschiebungen in positive (bei Überlapp-Start) und negative r -Richtung (bei Überlapp-Ende) reagieren. Am Überlapp-Start übertrifft die Biegesteifigkeit der Referenzmuffe die des CFK-Rohrs, während die Verhältnisse am Ende der Überlappung umgekehrt und stärker ausgeprägt sind. Dementsprechend stellen sich bei der Verklebung mit dem CFK-Rohr sowohl bei Start als auch Ende der Überlappung positive Spannungsüberhöhungen ein. Das Aluminium-Rundprofil weist aufgrund seiner geschlossenen Querschnittsfläche sowohl bei Überlapp-Start als auch -Ende eine höhere Biegesteifigkeit als die Referenzmuffe auf. Dies führt bei Überlapp-Start zu negativen und bei Überlapp-Ende zu positiven Spannungsüberhöhungen. Da der Steifigkeitsgradient zwischen

Referenzmuffe und Aluminium-Rundprofil den Gradienten zwischen Referenzmuffe und CFK-Rohr sowohl bei Start als auch Ende der Überlappung übersteigt, fallen auch die entsprechenden Spannungsüberhöhungen signifikanter aus.

FE-optimierte Muffe. Bei Verklebung der FE-optimierten Muffe mit dem CFK-Rohr oszilliert die erste Hauptspannung als Funktion der Überlappung unharmonisch um $\sigma_{1,ideal} = 40$ MPa, während sich bei Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil ein gleichmäßiger, annähernd horizontaler Verlauf der ersten Hauptspannung etwas oberhalb von $\sigma_{1,ideal} = 40$ MPa einstellt. Sowohl bei der Verklebung mit CFK-Rohr ($\sigma_{1,max} = 44,2$ MPa mit $\varepsilon_{1,max} = 25$ %) als auch bei der Verklebung mit Aluminium-Rundprofil ($\sigma_{1,max} = 43,9$ MPa mit $\varepsilon_{1,max} = 25$ %) ergibt sich die maximale Spannungsüberhöhung zu 10 %.

Daraus folgt, dass sich die Steifigkeitseigenschaften der FE-optimierten Muffentopologien eignen, um die Klebstoffbeanspruchung entlang der Überlappung zu harmonisieren. Die maximalen Spannungsüberhöhungen sinken gegenüber den entsprechenden Verklebungen mit nichtoptimierten Referenzmuffen um 57 %P (CFK-Rohr) bzw. 115 %P (Aluminium-Rundprofil). Der harmonischere Spannungsverlauf bei der FE-optimierten Muffe zur Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil ist auf die indiskrete Elementdichteverteilung (siehe **Abbildung 4-10**) zurückzuführen. Eine starke Penalisierung im Rahmen der SIMP-Optimierung resultiert in hohen Gradienten zwischen benachbarten Elementdichten, wodurch ein unharmonischer Kraftfluss entsteht, der sich bei begrenzter Netzauflösung in der Beanspruchung widerspiegelt.

PBF-LB/M-optimierte Muffe. Bei Verklebung der PBF-LB/M-optimierten Muffe mit CFK-Rohr bilden sich, wie bereits im Falle der Referenzmuffe, ausgeprägte Spannungsüberhöhungen von 41 % (für $\sigma_{1,max} = 56,2$ MPa mit $\varepsilon_{1,max} = 29$ %) am Start und 20 % am Ende der Überlappung aus. Zwischen Start und Ende sind die Abweichungen der ersten Hauptspannung von $\sigma_{1,ideal} = 40$ MPa sehr gering. Die maximale Spannungsüberhöhung gegenüber der Verklebung der Referenzmuffe mit dem CFK-Rohr sinkt um 26 %P und steigt gegenüber der Verklebung der FE-optimierten Muffe mit dem CFK-Rohr um 31 %P.

Der Spannungsverlauf der Verklebung zwischen der PBF-LB/M-optimierten Muffe und dem Aluminium-Rundprofil stellt einen S-Schlag um $\sigma_{1,ideal} = 40$ MPa dar. Ausgehend von einer geringen positiven Spannungsüberhöhung beim Start der Überlappung steigt die erste Hauptspannung an, bis zwischen Start und Mitte der Überlappung ein erstes lokales Maximum mit einer Spannungsüberhöhung von 42 % erreicht wird. Daraufhin sinkt die erste

Hauptspannung, sodass zwischen Mitte und Ende der Überlappung eine negative Spannungsüberhöhung von $-14,3\%$ vorliegt. Bis zum Ende der Überlappung steigt die erste Hauptspannung auf $\sigma_{1,max} = 65,4\text{ MPa}$ (mit $\varepsilon_{1,max} = 34\%$), was einer maximalen positiven Spannungsüberhöhung von 64% entspricht. Gegenüber der Verklebung der Referenzmuffe mit dem Aluminium-Rundprofil sinkt die maximale Spannungsüberhöhung um 61% , während sie gegenüber der FE-optimierten Muffenklebung um 54% ansteigt.

Somit fällt der Unterschied der maximalen Spannungsüberhöhung zwischen PBF-LB/M-optimierter und FE-optimierter Muffe bei einer Optimierungsdegradation von $O_{D,Alu} = 14,2\%$ um 23% höher aus als bei $O_{D,CFK} = 5,8\%$ (Kapitel 4.3.1). Die Ergebnisse legen demnach nahe, dass eine höhere Optimierungsdegradation im Rahmen der CAD-Rückführung mit einer verringerten klebtechnischen Leistungsfähigkeit einhergeht.

Gegenüber den Referenzmuffen sinken die maximalen Spannungsüberhöhungen unter Verwendung der PBF-LB/M-optimierten Muffen. Dementsprechend ist für die PBF-LB/M-optimierten Muffen eine höhere Verbindungsfestigkeit zu erwarten, wobei der Unterschied zu den Referenzmuffen bei Verklebungen mit Aluminium-Rundprofil deutlicher ausgeprägt sein sollte als bei den Verklebungen mit CFK-Rohr.

Mohrsche Kreise. Im Folgenden werden die dreidimensionalen Spannungszustände der Klebstoffkomponente für unterschiedliche Fügeiteilkombinationen anhand der Mohrschen Spannungskreise in **Abbildung 4-14** diskutiert. Bei den betrachteten Klebstoffelementen handelt es sich um das zweite (Überlapp-Start), 60. (Überlapp-Mitte) und 119. (Überlapp-Ende) Element entlang der positiven Z -Richtung. In positiver r -Richtung sind die Elemente in der fünften von insgesamt acht radialen Elementreihen angeordnet (Klebfugenmitte).

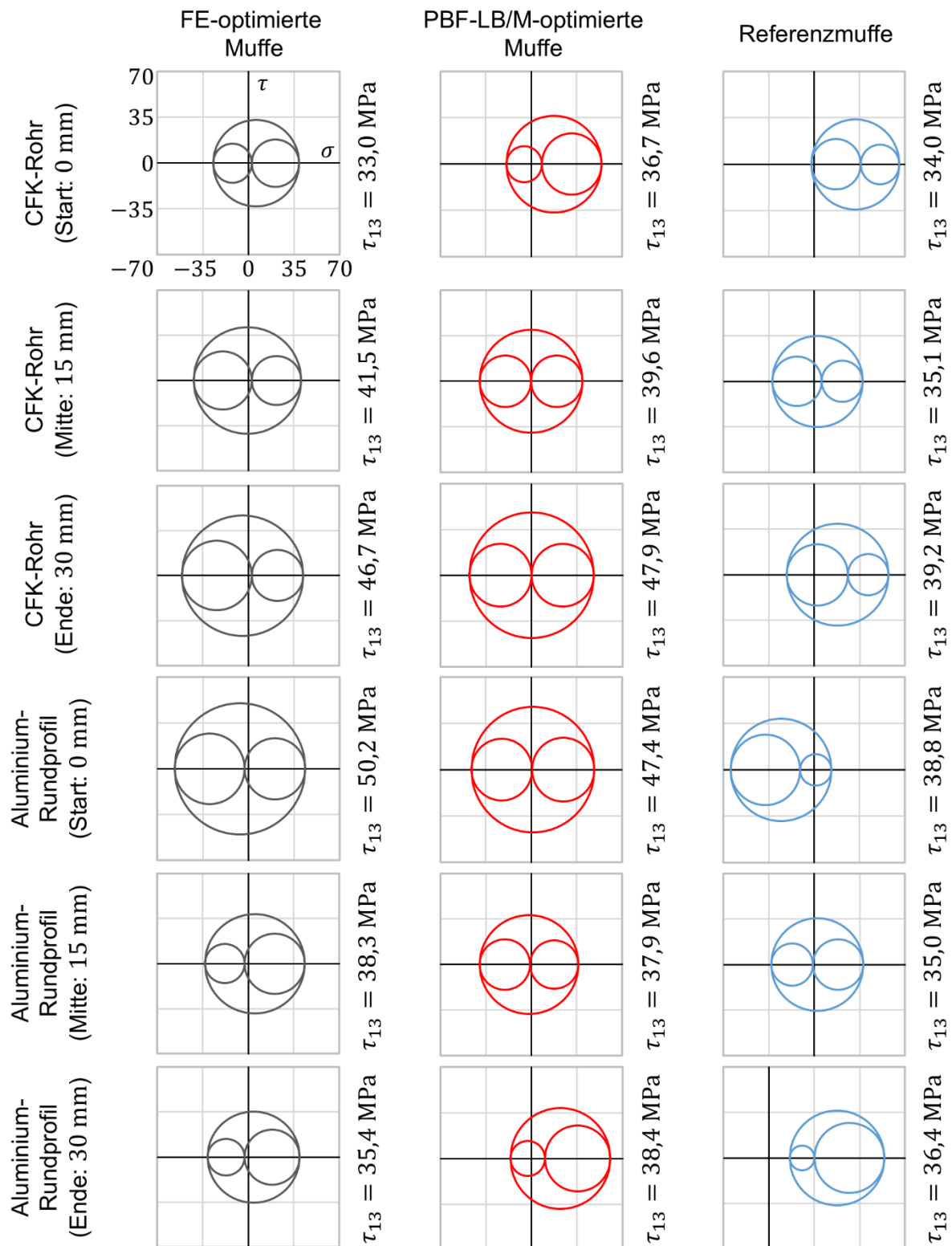


Abbildung 4-14 Mohrsche Kreise der Klebstoffbeanspruchung mittig der Klebfugenhöhe bei Start, Mitte und Ende der Überlappung auf Grundlage geometrisch-linearer FE-Analyse zugbelasteter Muffenklebungen mit $\tau_{Nenn,1} = 40 \text{ MPa}$; identische Achsenskalierung in allen Teilbildern

Die erste Hauptspannungsrichtung der betrachteten Klebstoffelemente stimmt in guter Näherung überein. Der Inklinationswinkel zur Klebfläche beträgt durchschnittlich 45° und steigt nur in den Bereichen erhöhter Zugbeanspruchung um maximal 3° an. Wie in Kapitel 2.1.5

ausführlich erläutert, kann unter diesen Voraussetzungen der Lastabtrag durch Schubbeanspruchung anhand von τ_{13} und der Lastabtrag durch Schälbeanspruchung anhand von $(\sigma_1 + \sigma_3)/\sqrt{2}$ bewertet werden.

FE-optimierte Muffe. Bei der Verklebung der FE-optimierten Muffe mit dem CFK-Rohr fällt der Mittelpunkt des ersten Mohrschen Kreises (σ_1/σ_3) bei Überlapp-Mitte näherungsweise auf den Koordinatenursprung des $\sigma\tau$ -Diagramms. Somit wird der Klebstoff hier ausschließlich auf Schub beansprucht. Bei Start bzw. Ende der Überlappung verschieben sich die Mittelpunkte der Mohrschen Kreises hin zu positiven bzw. negativen Normalspannungen. Während auf den druckdominierten Schubspannungszustand bei Überlapp-Ende eine maximale Schubspannung von $\tau_{13} = 46,7$ MPa zutrifft, nimmt die Schubbeanspruchung über die Überlapp-Mitte ($\tau_{13} = 41,5$ MPa) hin zum Start der Überlappung ($\tau_{13} = 33,0$ MPa) kontinuierlich ab. Am Überlapp-Start tritt somit die geringste Schubbeanspruchung und gleichzeitig die größte Schälbeanspruchung $((\sigma_1 + \sigma_3)/\sqrt{2} = 7,1$ MPa) auf.

Sehr ähnliche Spannungszustände ergeben sich bei Verklebung der FE-optimierten Muffen mit dem Aluminium-Rundprofil, wobei sich hier die geringste Schub- ($\tau_{13} = 35,4$ MPa) und größte Schälbeanspruchung $(\sigma_1 + \sigma_3)/\sqrt{2} = 7,4$ MPa) bei Überlapp-Ende einstellen. Der druckdominierte Schubspannungszustand bei Überlapp-Start führt auf eine maximale Schubbeanspruchung von $\tau_{13} = 50,2$ MPa, während die Schälbeanspruchung verschwindet.

Obwohl für die erste Hauptspannung der Verklebungen mit FE-optimierten Muffen $\sigma_1 \approx \sigma_{1,ideal}$ gilt, ergibt sich aufgrund von $\sigma_1 \neq -\sigma_3$ ein zusätzlicher Lastabtrag durch Zug- oder Druckbeanspruchung. Der druckdominierte Schubspannungszustand führt gegenüber dem zugdominierten auf eine überhöhte Schub- und reduzierte Schälbeanspruchung des Klebstoffs.

PBF-LB/M-optimierte Muffe. Im Vergleich zu den FE-optimierten Muffen treten bei den PBF-LB/M-optimierten Muffen keine druckdominierten Beanspruchungszustände auf. Dementsprechend stellen sich bei der CFK-Verklebung in der Überlapp-Mitte ($\tau_{13} = 39,6$ MPa) und am Überlapp-Ende ($\tau_{13} = 47,9$ MPa) sowie bei der Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil in der Überlappmitte ($\tau_{13} = 37,9$ MPa) und am Überlappstart ($\tau_{13} = 47,4$ MPa) nahezu reine Schubspannungszustände ein.

In den Bereichen, die bereits bei den FE-optimierten Muffen zugdominiert waren, steigt die erste Hauptspannung deutlich an. Dies führt dazu, dass der Lastabtrag bei Überlapp-Start der Verklebung mit dem CFK-Rohr und bei Überlapp-Ende der Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil näherungsweise gleichwertig durch Schäl- und Schubbeanspruchung erfolgt. Im

Vergleich zu den FE-optimierten Muffen führen die PBF-LB/M-optimierten Muffen zu einer erhöhten Schäl- und reduzierten Schubbeanspruchung des Klebstoffs.

Referenzmuffe. Demgegenüber ergibt sich für die Referenzmuffen die höchste Schäl- und geringste Schubbeanspruchung des Klebstoffs. Bei Verklebung mit dem CFK-Rohr erfolgt der Lastabtrag bei Überlapp-Start mit $\tau_{13} = 34,0$ MPa und $(\sigma_1 + \sigma_3)/\sqrt{2} = 49,3$ MPa mehrheitlich durch Schälbeanspruchung, während die Verhältnisse am Überlapp-Ende umgekehrt sind.

Bei Überlapp-Start der Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil verschwindet die Schälbeanspruchung. Mit $\tau_{13} = 38,8$ MPa erfolgt der Lastabtrag hier ausschließlich durch Druck- und Schubbeanspruchung. Bei Überlapp-Ende hingegen erfolgt der Lastabtrag mit $\tau_{13} = 36,4$ MPa und $(\sigma_1 + \sigma_3)/\sqrt{2} = 75,0$ MPa mehrheitlich durch Schälbeanspruchung.

Fazit. Die im Rahmen der Topologieoptimierung definierte Zielfunktion setzt das Zielkriterium $\sigma_{1,ideal} \stackrel{\text{def}}{=} \tau_{Nenn,1}$ in allen Bereichen der Klebstoffkomponente in guter Näherung um. Aufgrund von $\sigma_1 \neq -\sigma_3$ erfolgt der Lastabtrag bei Verklebungen mit FE-optimierten Muffen jedoch nicht ausschließlich durch Schub-, sondern zu einem geringen Anteil auch durch Normalbeanspruchung. Infolge der Optimierungsdegradation nimmt der Anteil des Lastabtrags durch Schälbeanspruchung unter Verwendung der PBF-LB/M-optimierten Muffen geringfügig zu, während er bei den Referenzmuffen in kritischen Bereichen dominiert.

Die Bruchbilder der in Kapitel 3.3 beschriebenen Zugscherversuche an PBF-LB/AlSi10Mg-Muffenklebungen legen nahe, dass es sich bei dem dominierenden Versagensmechanismus der Verklebungen von Referenzmuffen um Grenzschichtversagen handelt, das auf die hohe Schälbeanspruchung des Klebstoffs zurückzuführen ist. Da die Schälbeanspruchung des Klebstoffs bei Verklebung der PBF-LB/M-optimierten Muffe signifikant geringer ausfällt als bei den Referenzmuffen, ist durch PBF-LB/M-optimierten Muffen eine höhere Verbindungsfestigkeit zu erwarten.

Validität. Die maximale erste Hauptdehnung $\varepsilon_{1,max}$ unterschiedlicher Fügeteilkombinationen reicht von 25 % unter Verwendung FE-optimierter Muffentopologien bis zu 47 % unter Verwendung der zylindrischen Referenzmuffen. Da die Annahme kleiner Verformungen bei Dehnungswerten oberhalb von 5 % nicht mehr zutreffend ist [74], kann die geometrische Linearisierung der kinematischen Gleichungen im Rahmen der geometrisch-linearen Analyse zu einer fehlerhaften Abbildung der Fügeteilsteifigkeiten sowie zu unrealistischen Annahmen bezüglich der Belastungsrichtung führen [155]. Um den resultierenden Abbildungsfehler

bezüglich der Klebstoffbeanspruchung zu charakterisieren, werden im folgenden Kapitel 4.3.2.2 die Ergebnisse geometrisch-nichtlinearer Berechnungen mit den bisher dargestellten Ergebnissen geometrisch-linearer Analysen verglichen.

4.3.2.2 Geometrisch-nichtlineare Analyse bei $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa

Entgegen der geometrisch-linearen FE-Analyse wird die Zugkraft unter Berücksichtigung geometrischer Nichtlinearität gleichmäßig in zehn impliziten Lastinkrementen bis $F_z = 235,6$ N (entspricht $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa) gesteigert, wobei die Berechnung jedes zusätzlichen Lastinkrements auf der bereits verformten Struktur aufbaut. Da sich die technischen Spannungs- und Dehnungswerte des Klebstoffs auf die unverformte Struktur beziehen, ist es erforderlich, die multilineare Spannungs-Dehnungs-Approximation des Klebstoffs auf wahre Spannungs- und Dehnungswerte zu stützen. Die in **Tabelle 4-1** angegebenen technischen Spannungs- und Dehnungswerte des Klebstoffs wurden durch uniaxiale Zugversuche (freie Querdehnung) bestimmt, weshalb diese unter Annahme der Volumenkonstanz nach Gleichung (4-6) und (4-7) in entsprechende wahre Spannungen (Cauchy) und Dehnungen (Hencky) überführt und der Klebstoffkomponente zugewiesen werden können [12].

$$\varepsilon_{Wahr} = \ln(1 + \varepsilon_{Tech}) \quad (4-6)$$

$$\sigma_{Wahr} = \sigma_{Tech}(1 + \varepsilon_{Tech}) \quad (4-7)$$

Aufgrund der kontinuierlichen Elementdichteverteilung der FE-optimierten Muffentopologien treten während der Aktualisierung der Steifigkeitsmatrix zwischen den einzelnen Lastinkrementen numerische Instabilitäten auf. Aus diesem Grund können lediglich die Verklebungen der PBF-LB/M-optimierte Muffe sowie der zylindrischen Referenzmuffe unter Berücksichtigung großer Verformungen analysiert werden. Zudem ist die Analyse großer Verformungen unter Verwendung von Schalenelementen in der verwendeten FE-Software (HyperWorks 2021.2, Altair Engineering, Troy, MI, USA) auf einen Verschiebungsansatz erster Ordnung beschränkt. Zur Gewährleistung eines ideal-adhäsiven Kontakts in der Grenzfläche zwischen CFK-Rohr und Klebstoff wurde die Elementordnung aller Elemente entsprechend angepasst.

In **Abbildung 4-15** ist der Verlauf der ersten Hauptspannung σ_1 in der Klebfugenmitte für die geometrisch-lineare (Kapitel 4.3.2.1) und -nichtlineare Analyse der Verklebung von PBF-LB/M-optimierten Muffen und Referenzmuffen dargestellt.

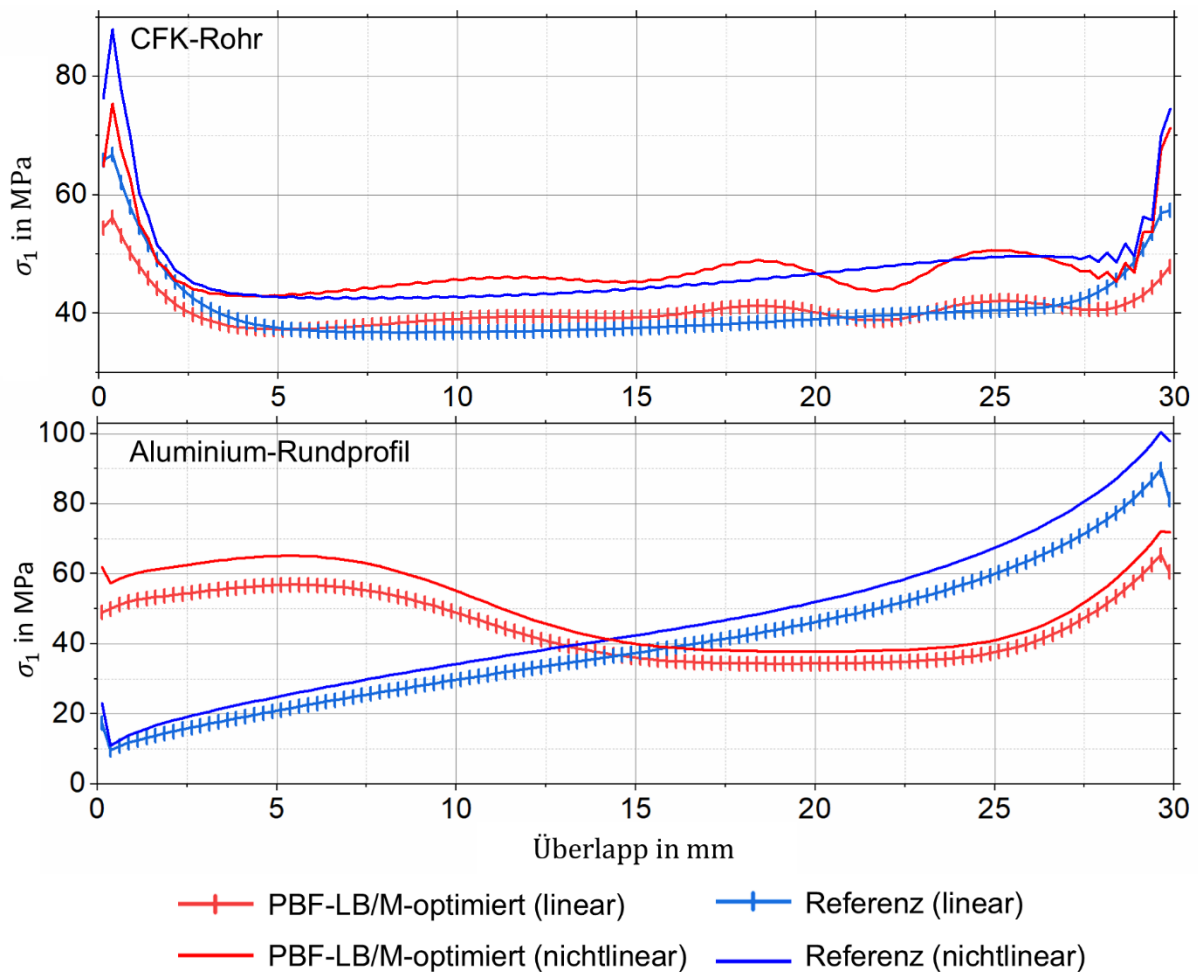


Abbildung 4-15 Erste Hauptspannung σ_1 mittig der Klebfugenhöhe als Funktion der Überlappung auf Grundlage geometrisch-linearer und -nichtlinearer FE-Analyse zugbelasteter Muffenklebungen mit $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa

Für die nichtlineare Analyse der Verklebungen mit Referenzmuffen ergeben sich maximale Spannungsüberhöhungen von 120 % (CFK-Rohr) bzw. 151 % (Aluminium-Rundprofil), die gegenüber den linearen Analysen um 53 %P bzw. 26 %P größer ausfallen. Bei nichtlinearer Analyse der PBF-LB/M-optimierten Muffen stellt sich eine maximale Spannungsüberhöhung von 88 % bei Verklebung mit dem CFK-Rohr und von 80 % bei Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil ein. Gegenüber den entsprechenden linearen Analysen steigen die maximalen Spannungsüberhöhungen somit um 47 %P (CFK-Rohr) und 16 %P (Aluminium-Rundprofil) an.

CFK-Rohr. Der unharmonische Verlauf der ersten Hauptspannung im Rahmen der nichtlinearen Analyse der CFK-Klebungen zeigt, dass die Deformationskinematik nicht präzise erfasst wird. Dies ist auf die begrenzte Interpolationsfähigkeit der Elemente mit einem Verschiebungsansatz erster Ordnung sowie die unzureichende Netzauflösung zurückzuführen. Insbesondere am Start und Ende der Überlappung ergeben sich eine mangelhafte Abbildung der Spannungsgradienten und numerische Fluktuation, weshalb die maximalen

Spannungsüberhöhungen gegenüber den linearen Analysen (mit Verschiebungsansatz zweiter Ordnung) unnatürlich groß erscheinen.

Aluminium-Rundprofil. Da bei der nichtlinearen Analyse der Verklebungen mit dem Aluminium-Rundprofil sowohl die Füge­teile als auch die Klebstoffkomponente ausschließlich mit Volumenelementen zweiter Ordnung modelliert wurden, ergibt sich bei der gewählten Netzauflösung – analog zu den entsprechenden linearen Analysen – ein harmonischer Verlauf der ersten Hauptspannung entlang der Überlappung. Dies deutet darauf hin, dass die Spannungsgradienten, insbesondere in den kritischen Bereichen bei Start und Ende der Überlappung, sowie die maximalen Spannungsüberhöhungen in diesen Bereichen physikalisch korrekt abgebildet werden.

Der Verlauf der ersten Hauptspannung stimmt mit dem Verlauf der entsprechenden geometrisch-linearen Analyse qualitativ überein, wobei die maximalen Spannungsüberhöhungen der nichtlinearen Analysen geringfügig höher ausfallen. Die maximale Abweichung gegenüber der linearen Analyse beträgt 26 %P. Hieraus wird gefolgert, dass der Abbildungsfehler durch die geometrische Linearisierung der kinematischen Gleichungen unter der Annahme kleiner Verformungen im Rahmen der vorliegenden Untersuchung tolerierbar ist. Dies bestätigt die Ergebnisse und Folgerungen aus der geometrisch-linearen Analyse der Klebstoffbeanspruchung in Kapitel 4.3.2.1.

4.3.2.3 Geometrisch-lineare Analyse bei $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa

Aufgrund des nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens der Klebstoffkomponente (Kapitel 4.1) ist zu erwarten, dass komplementäre Analysen bei unterschiedlicher Nennbeanspruchung zu abweichenden Spannungsüberhöhungen führen. Daher sollen die Verklebungen aller möglichen Füge­teilkombinationen, analog zu den geometrisch-linearen Analysen mit $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa in Kapitel 4.3.2.1, erneut für eine Nennschubbeanspruchung von $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa ($F_{Z,2} = 58,9$ N) analysiert werden. Der Klebstoffkomponente werden somit erneut technische Spannungs- und Dehnungswerte nach **Tabelle 4-1** zugewiesen und für alle Elemente ein Verschiebungsansatz zweiter Ordnung gewählt.

Abbildung 4-16 zeigt den Verlauf der ersten Hauptspannung σ_1 in der Klebfugenmitte für die geometrisch-lineare Analyse der unterschiedlichen Füge­teilkombinationen bei einer Nennschubbeanspruchung von $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa.

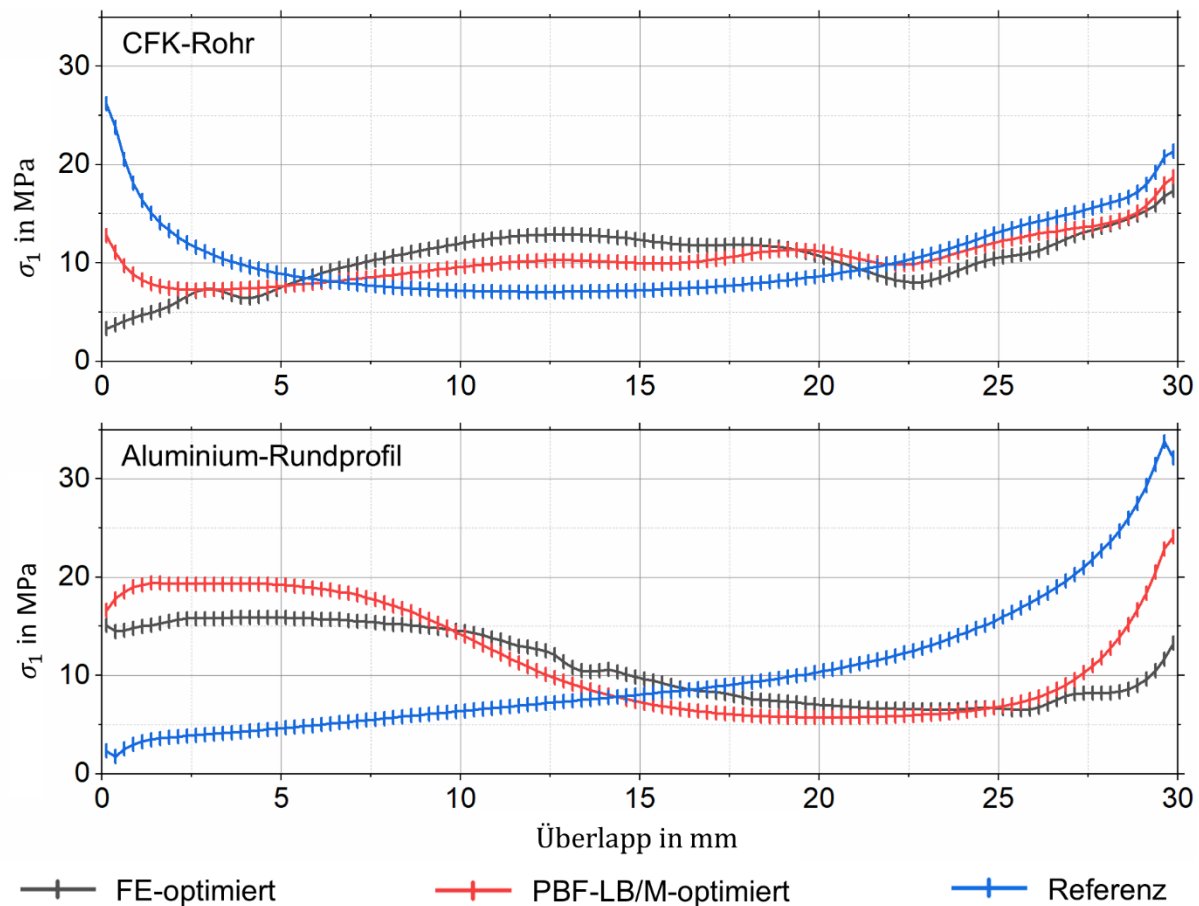


Abbildung 4-16 Erste Hauptspannung σ_1 mittig der Klebfugenhöhe als Funktion der Überlappung auf Grundlage geometrisch-linearer FE-Analyse zugbelasteter Muffenklebungen mit $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa

Der größte absolute Spannungsgradient zwischen benachbarten Klebstoffelementen bildet sich für die Verklebung der Referenzmuffe mit dem CFK-Rohr zu $\Delta\sigma_{1,max} = 3,3$ MPa aus. Dies entspricht einem relativen Spannungsgradienten von 14,9 %. Verglichen mit dem entsprechenden Grenzwert von 10,0 % [69] muss die strukturelle Diskretisierung der Klebstoffkomponente bei der Analyse mit $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa als unzureichend bewertet werden. Aufgrund des steiferen Materialverhaltens bei reduzierter Beanspruchung (hoher Tangentenmodul) steigen die Spannungsgradienten zwischen benachbarten Klebstoffelementen. Da die Netzauflösung diesen nicht gerecht wird, ist davon auszugehen, dass die Spannungsüberhöhungen bei der FE-Analyse mit $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa tendenziell unterschätzt werden.

Referenzmuffe. Bei der Verklebung des CFK-Rohrs mit der Referenzmuffe ergeben sich, wie bereits bei Beanspruchung mit $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa, ausgeprägte Spannungsspitzen bei Start und Ende der Überlappung. Die maximale Spannungsüberhöhung tritt erneut bei Überlapp-Start auf, wobei diese mit 162 % (für $\sigma_{1,max} = 26,2$ MPa und $\sigma_{1,ideal} = 10$ MPa) um 95 %P größer ausfällt als bei der Analyse mit $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa. Auch bei Verklebung des Aluminium-

Rundprofils mit der Referenzmuffe weisen die Spannungsverläufe für die unterschiedlichen Lastfälle hohe Ähnlichkeit auf. Ausgehend von einer negativen Spannungsüberhöhung von -82% (für $\sigma_{1,min} = 1,8$ MPa) bei Überlapp-Start steigt die erste Hauptspannung zum Überlapp-Ende, wo sich eine maximale Spannungsüberhöhung von 238% (für $\sigma_{1,max} = 33,8$ MPa) einstellt. Während die negative Spannungsüberhöhung bei einer Beanspruchung von $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa gegenüber $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa lediglich um -6% größer ausfällt, beträgt der Unterschied in der positiven Spannungsüberhöhung 113% .

Anhand der Ergebnisse wird deutlich, dass sich die maximalen Spannungsüberhöhungen der Klebstoffkomponente unter Verwendung der Referenzmuffe verdoppeln, wenn die Nennbeanspruchung von $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa auf $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa reduziert wird. Während der Klebstoff bei $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa und $\sigma_{1,max} = 33,8$ MPa (Aluminium-Rundprofil) spröde reagiert, ergeben sich bei $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa mit $\sigma_{1,max} = 89,8$ MPa (Aluminium-Rundprofil) hohe Verzerrungen bei einem vergleichsweise geringen Anstieg der Spannung.

FE-optimierte Muffe. Sowohl für die Verklebung mit dem CFK-Rohr als auch für die Verklebung mit dem Aluminium-Rundprofil weicht der Verlauf der ersten Hauptspannung deutlich von $\sigma_{1,ideal} = 10$ MPa ab und zeigt zudem keine Ähnlichkeit mit den entsprechenden Analysen bei $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa. Für die Verklebung mit dem CFK-Rohr stellt sich bei Überlapp-Start eine negative Spannungsüberhöhung von -67% (für $\sigma_{1,min} = 3,3$ MPa) und bei Überlapp-Ende eine maximale (positive) Spannungsüberhöhung von 74% (für $\sigma_{1,max} = 17,4$ MPa) ein. Bei der Verklebung des Aluminium-Rundprofils ergibt sich die maximale positive Spannungsüberhöhung von 59% (für $\sigma_{1,max} = 15,9$ MPa) zwischen Start und Mitte der Überlappung, während sich zwischen Mitte und Ende der Überlappung die maximale negative Spannungsüberhöhung von -35% (für $\sigma_{1,min} = 6,5$ MPa) einstellt.

Die maximale Spannungsüberhöhung innerhalb des Klebstoffs beträgt bei $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa lediglich 10% (siehe Kapitel 4.3.2.1) und damit 64% (CFK-Rohr) bzw. 49% (Aluminium-Rundprofil) weniger als bei Beanspruchung der FE-optimierten Muffenklebung mit $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa. Ursache hierfür ist, dass die FE-Optimierung bei einer Nennbeanspruchung von $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa durchgeführt wurde und die FE-optimierten Muffen eine ideale Elementdichteverteilung für diesen Beanspruchungszustand aufweisen. Durch die nichtlineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Klebstoffs ergeben sich bei Beanspruchung mit $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa veränderte Steifigkeitsanforderungen, denen die für $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa optimierten Muffentopologien nicht gerecht werden können.

Trotz reduzierter Leistungsfähigkeit bei $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa fallen die maximalen Spannungsüberhöhungen der FE-optimierten Muffen im Vergleich zu den Referenzmuffen um 88 %P (CFK-Rohr) und 179 %P (Aluminium-Rundprofil) geringer aus. Bei der Analyse mit $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa betragen die entsprechenden Unterschiede lediglich 57 %P (CFK-Rohr) und 115 %P (Aluminium-Rundprofil). Somit steigt der Mehrwert der FE-Optimierung hinsichtlich reduzierter Klebstoffbeanspruchung, obwohl die Topologie der FE-optimierten Muffe nicht optimal auf das reduzierte Lastniveau von $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa abgestimmt ist. Dies ist erneut auf den hohen Tangentenmodul des Klebstoffs bei reduzierter Beanspruchung zurückzuführen. Da die Spannungsüberhöhungen tendenziell ansteigen, gewinnt die Topologieoptimierung zur Homogenisierung der Klebstoffbeanspruchung an Bedeutung.

PBF-LB/M-optimierte Muffe. Im Vergleich zur Analyse bei $\tau_{Nenn,1} = 40$ MPa, bei der sich die Spannungsverläufe für Verklebungen mit FE- und PBF-LB/M-optimierten Muffen deutlich unterscheiden, zeigen die entsprechenden Verläufe bei $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa eine hohe Übereinstimmung. Die maximale Spannungsüberhöhung bei Verklebung der PBF-LB/M-optimierten Muffe mit dem CFK-Rohr beträgt für $\tau_{Nenn,2} = 10$ MPa lediglich 87 % ($\sigma_{1,max} = 18,7$ MPa) und liegt damit nur 13 %P über der FE-optimierten Muffe und 75 %P unterhalb der Referenzmuffe. Bei der Verklebung mit Aluminium-Rundprofil ergibt sich eine maximale Spannungsüberhöhung von 141 % (für $\sigma_{1,max} = 24,1$ MPa), die damit um 82 %P höher als für die FE-optimierte Muffe und 97 %P geringer als für die Referenzmuffe ausfällt.

Fazit. Unabhängig von der Nennschubbeanspruchung des Klebstoffs weisen die reduzierten Spannungsüberhöhungen unter Verwendung der optimierten Muffentopologien auf eine verbesserte klebtechnische Leistungsfähigkeit gegenüber den Referenzmuffen hin. Der Mehrwert der Topologieoptimierung steigt für eine reduzierte Nennbeanspruchung, da die Spannungsüberhöhungen aufgrund des erhöhten Tangentenmoduls deutlich ansteigen. In Bezug auf die Verbindungsfestigkeit ist demnach zu erwarten, dass die Ermüdungsfestigkeit der Verklebungen mit Referenzmuffen durch die der PBF-LB/M-optimierten Muffen übertroffen wird, wobei der Unterschied für geringere Beanspruchungsamplituden ($R = 0$) zunimmt. Der Unterschied bezüglich statischer Verbindungsfestigkeit sollte unter Verwendung des zähmodifizierten 2K-Epoxidharzklebstoffs moderat ausfallen, da die Spannungsüberhöhungen innerhalb des Klebstoffs bei hoher Nennschubbeanspruchung durch Fließvorgänge und Kavitation abgebaut werden.

4.4 Experimentelle Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit

Im Folgenden wird die Verbindungsfestigkeit der in Kapitel 4.3 numerisch analysierten Muffenklebungen durch statische sowie schwingende Zugscherversuche quantifiziert. Kapitel 4.4.1 spezifiziert den Fertigungsprozess der Zugproben und die Prüfparameter, während in Kapitel 4.4.2 die experimentellen Ergebnisse grafisch aufbereitet und diskutiert werden.

4.4.1 Materialien und Methoden

Fügeteilkombinationen. Die Topologien der PBF-LB/M-optimierten Muffen zur Verklebung mit CFK-Rohr oder Aluminium-Rundprofil (PBF-LB/M-fertigbar) sowie die der nichtoptimierten, zylindrischen Referenzmuffe (konventionell fertigbar) sind in **Abbildung 4-11** gegenübergestellt. Insgesamt wurden 38 PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen auf einer LT30 PBF-LB/M-Fertigungsanlage gefertigt, von denen 22 Muffen für statische und 16 Muffen für schwingende Zugscherversuche vorgesehen sind. Die Fertigungsparameter können **Tabelle 3-1** entnommen werden. Um Einflüsse der Bauorientierung auf die Oberflächenqualität sowie Maß- und Formhaltigkeit der Muffen auszuschließen, wurden diese aufrechtstehend (Rotationsachse parallel zur Baurichtung) gefertigt.

Bei den Halbzeugen handelt es sich um kaltgezogenes EN AW-6061 (DIN EN 573-3:2024-03 [139]) Aluminium-Rundprofil mit einem Außendurchmesser $\varnothing 30_{h9}$ und einer Länge von 400 mm sowie um UD-CFK-Rohre mit einer Länge von 350 mm und einem Faservolumenanteil von 60 %. Die Rohre wurden aus vorimprägnierten Faserverbundlagen mit einer Lagedicke von $\sim 0,16$ mm zu insgesamt zehn Lagen gewickelt und zusammen mit einer außenliegenden Leinwand-Decklage ($0^\circ/90^\circ$) aus Kohlenstofffasergewebe (150 g/m^2) in einem Autoklav ausgehärtet (Wandstärke $\sim 2,0$ mm). Der Außendurchmesser der Rohre wurde abschließend zu $\varnothing(30 \pm 0,1)$ mm geschliffen. Der Einfluss der Decklage auf die strukturmechanischen Eigenschaften der Muffenklebungen wurde bei der FE-Modellbildung (Kapitel 4.2) vernachlässigt.

Bei dem verwendeten Klebstoff handelt es sich um einen zähmodifizierten 2K-Klebstoff auf Epoxidharzbasis (Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland), der mittels Injektion in additiv gefertigte Kanäle (Kapitel 3.2) appliziert wurde. Analog zu der Beschreibung in Kapitel 3.3.1 kann für die Muffenklebungen mit CFK-Rohren eine tatsächliche Klebfugenhöhe von 0,071 bis 0,123 mm und für die Verklebungen mit Aluminium-Rundprofilen eine tatsächliche Klebfugenhöhe von 0,114 bis 0,167 mm angenommen werden.

Zugproben. Auch der Fertigungsprozess zur Herstellung der prüfbereiten Zugproben in **Abbildung 4-17** folgt der Beschreibung in Kapitel 3.3.1, wobei die zur Schwingprüfung vorgesehenen Muffen einer T6-ähnlichen Wärmebehandlung [135] unterworfen wurden, um die Ermüdungseigenschaften zu optimieren.

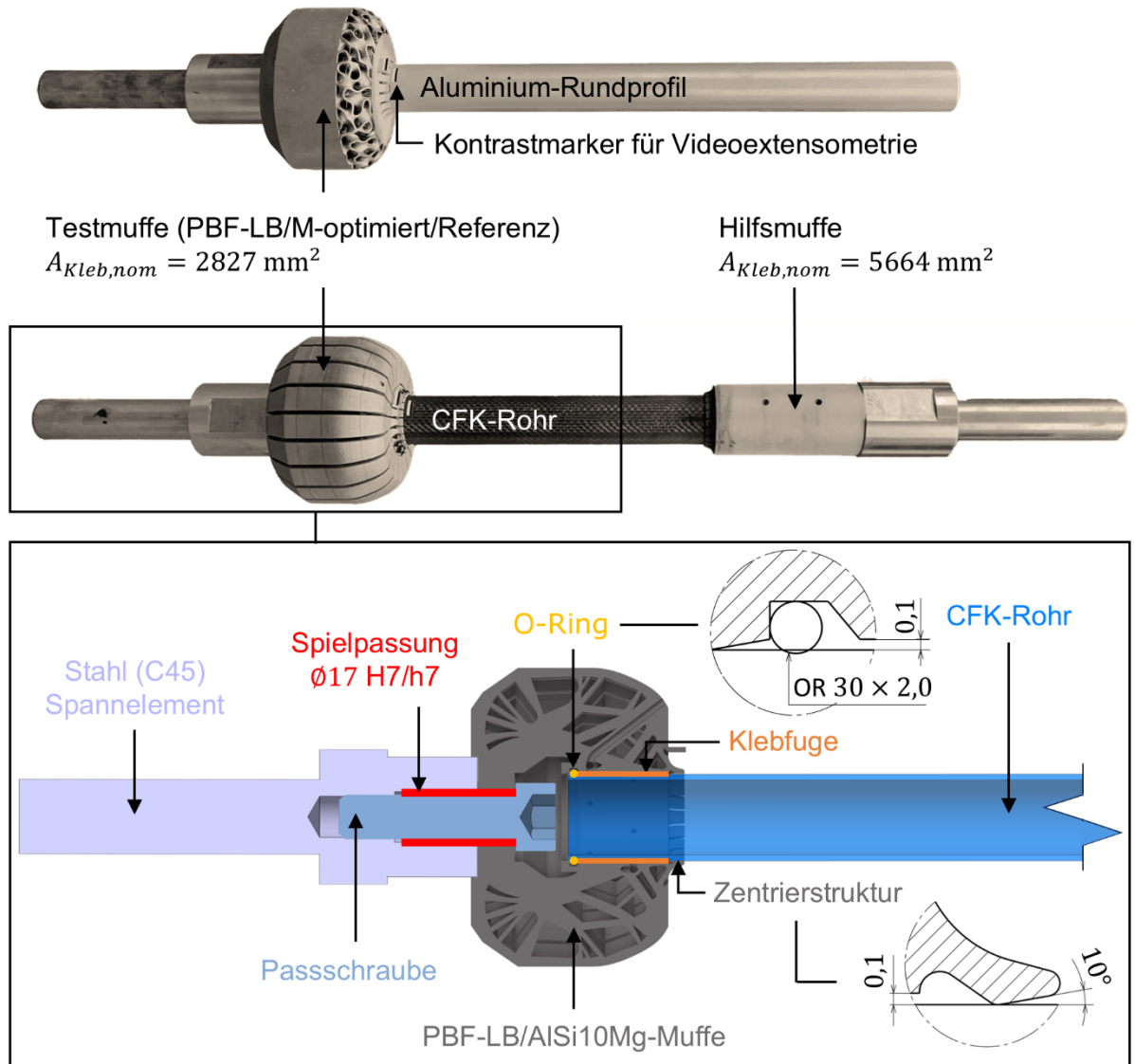


Abbildung 4-17 Geklebte Zugproben zur Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit unterschiedlicher Muffentopologien (PBF-LB/M-optimiert und Referenz) und schematische Schnittansicht einer exemplarischen Testmuffe

Entpulverung. In der PBF-LB/M-optimierten Muffe zur Verklebung mit CFK-Rohr wurden 20 radial-symmetrische Schlitzte mit einem Öffnungswinkel von 3° vorgesehen, die der Entpulverung der innenliegenden Hohlräume dienen (**Abbildung 4-17**, mittig). Dies erfolgt im Fall der PBF-LB/M-optimierten Muffe zur Verklebung mit Aluminium-Rundprofil über die Gyroidstrukturen (Minimaloberflächen), durch die der Teilmaterialbereich mit einer durchschnittlichen Elementdichte von 30 % physisch realisiert wurde. Hierzu wurde der 360° -Volumenkörper des Teilmaterialbereichs (siehe **Abbildung 4-11**) mittels der CAD-Software

Spaceclaim 2021 R2 (Ansys, Canonsburg, PA, USA) durch Gyroidstrukturen substituiert, die mit einer Wandstärke von 1,0 mm und einer Periodenlänge von 10,0 mm einen Füllgrad von 30 % aufweisen.

Fügeteilausrichtung. Anhand der schematischen Schnittansicht wird deutlich, dass das Zentrierkonzept gegenüber dem Zugprobenaufbau nach Kapitel 3.3.1 überarbeitet wurde. Die Zentrierfläche am Muffengrund wurde durch eine Dichtringnut (DIN ISO 3601-2:2010-08 [156]) ersetzt, in die, nach mechanischer Vorbehandlung der PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen, ein O-Ring (OR 30 × 2,0 – NBR 70 nach DIN ISO 3601-1:2013-11 [157]) eingelegt wird. In Kombination mit der am Muffenmund aufgesetzten Zentrierstruktur (Einführschräge 10°) wird die konzentrische Ausrichtung der Fügeteile gewährleistet. Zu den Vorteilen des neuen Zentrierkonzepts zählen ein reduzierter manueller Nachbearbeitungsaufwand, eine verbesserte Dichtfunktion gegenüber dem Passschraubenkopf und eine reduzierte Winkelabweichung zwischen den Rotationsachsen der Fügeteile.

Klebfläche. Die Gesamtüberlappung zwischen Halbzeug und PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe beträgt 40,0 mm. Nach Abzug von 3 mm im Bereich des Dichtrings am Muffengrund sowie von 7 mm im Bereich der Zentrierstrukturen am Muffenmund ergibt sich die klebtechnische Überlappungslänge zu $L_{\bar{u}} = 30,0$ mm. Zusammen mit dem Nominaldurchmesser der Halbzeuge $D_{nom} = 30,0$ mm ergibt sich die nominale Klebfläche der Muffenklebungen entsprechend Gleichung (3-9) zu $A_{Kleb,nom} = 2827$ mm².

4.4.1.1 Statische Zugscherversuche

Die Versuchsdurchführung der statischen Zugscherversuche richtet sich entsprechend den Ausführungen in Kapitel 3.3.1. Bei den 16 untersuchten Testmuffen handelt es sich um sieben PBF-LB/M-optimierte Muffen und sieben Referenzmuffen zur Verklebung mit Aluminium-Rundprofil sowie vier PBF-LB/M-optimierte Muffen und vier Referenzmuffen zur Verklebung mit CFK-Rohr.

Eine notwendige Ergänzung zur Beschreibung in Kapitel 3.3.1 stellt die zusätzliche Ermittlung der Z-Dehnung ε_Z dar. Sie wurde zwischen zwei auf den Mantelflächen der Fügeteile angebrachten Kontrastmarkern mittels Videoextensometrie (RTSS, LIMESS, Krefeld, Deutschland) erfasst, um die Messwerte den entsprechenden Werten für ε_Z aus der nichtlinearen FE-Analyse gegenüberzustellen.

4.4.1.2 Schwingende Zugscherversuche

Die Zeitfestigkeit der Muffenklebungen wurde durch schwellende Zugschwingversuche (Lastverhältnis $R = 0$) unter Verwendung einer elektromechanischen Resonanzprüfmaschine (PowerSwing MOT, SincoTec, Clausthal, Deutschland) mit einem 150-kN-Kraftaufnehmer untersucht. Die Anzahl der untersuchten Fügeteilkombinationen sowie die entsprechenden Nennschubspannungsamplituden $\tau_{Nenn,A}$ der periodisch-sinusförmigen Zugbelastung können **Tabelle 4-2** entnommen werden.

Tabelle 4-2 Nennschubspannungsamplituden für schwingende Zugschwellversuche an Muffenklebungen mit unterschiedlichen Fügeteilkombinationen bei einer nominalen Klebfläche $A_{Kleb,nom} = 2827 \text{ mm}^2$

Muffe	Halbzeug	Anzahl	$\tau_{Nenn,A}$ in MPa
PBF-LB/M-optimiert	CFK-Rohr	4	7,5 MPa
PBF-LB/M-optimiert	CFK-Rohr	4	5,0 MPa
Referenz	CFK-Rohr	4	6,4 MPa
Referenz	CFK-Rohr	4	4,3 MPa

Die Auswahl der Nennspannungsamplituden erfolgte auf Basis von Vorversuchen. Diese sollten sicherstellen, dass sich die Anzahl der ertragbaren Lastspiele in einem Bereich von $N_{min} = 10^4$ bis $N_{max} = 10^7$ bewegt und die Ergebnisse damit dem Zeitfestigkeitsbereich zugeordnet werden können (siehe Kapitel 2.1.7). Entsprechend der jeweiligen Zugprobensteifigkeiten ergeben sich Test-/Resonanzfrequenzen im Bereich von 49 bis 54 Hz. Die Anzahl der ertragenen Lastspiele N wird bis zu dem Zeitpunkt aufgezeichnet, an dem die ertragbare Nennschubspannung der Klebungen unter 95 % der Oberspannung $2\tau_{Nenn,A}$ absinkt. Anschließend werden die Ergebnisse entsprechend dem Horizontenverfahren [86] für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % ausgewertet und in einem Wöhler-Diagramm dargestellt.

4.4.2 Ergebnisse und Diskussion

4.4.2.1 Statische Zugscherversuche

Abbildung 4-18 stellt die im Rahmen von statischen Zugscherversuchen ermittelten Zugscherfestigkeiten τ_{max} für Verklebungen von Aluminium-Rundprofilen bzw. CFK-Rohren mit unterschiedlichen PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen gegenüber. Bei den Muffen handelt es sich um die zylindrische, nichtoptimierte Referenzmuffe, die sowohl mit Aluminium-Rundprofil als auch mit CFK-Rohr verklebt wurde, sowie um PBF-LB/M-optimierte Muffen zur Verklebung mit CFK-Rohr oder Aluminium-Rundprofil. Den dargestellten Datenpunkten wird sowohl in der Abbildung als auch in der nachfolgenden Diskussion eine Normalverteilung zugrunde gelegt, wobei die geringe Datenbasis die Signifikanz der statistischen Auswertung einschränkt.

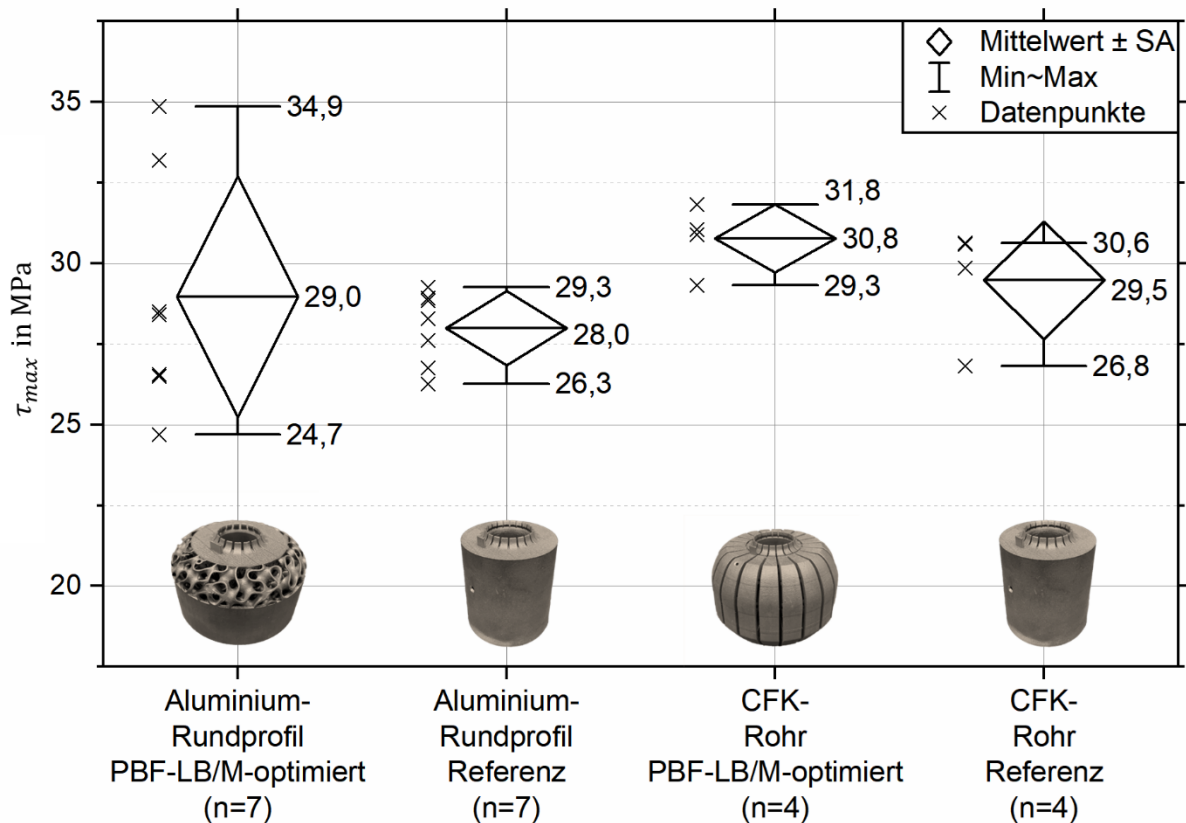


Abbildung 4-18 Zugscherfestigkeit τ_{max} von Verklebungen zwischen Aluminium-Rundprofilen und CFK-Rohren mit PBF-LB/M-optimierten und nichtoptimierten Referenzmuffen

Halbzeug. Beim Vergleich der Verklebungen mit identischer Muffentopologie und unterschiedlichen Halbzeugen lässt sich unter Verwendung der Referenzmuffe mit $\tau_{max} = (29,5 \pm 1,8)$ MPa (Spalte 4) und $\tau_{max} = (28,0 \pm 1,1)$ MPa (Spalte 2) eine um 5 % höhere Verbindungsfestigkeit und bei Verwendung der PBF-LB/M-optimierten Muffe mit $\tau_{max} = (30,8 \pm 1,0)$ MPa (Spalte 3) und $\tau_{max} = (29,0 \pm 3,7)$ MPa (Spalte 1) eine um 6 % höhere Verbindungsfestigkeit auf Seiten der CFK-Klebung feststellen. Diese Beobachtung wird sowohl durch die experimentellen Ergebnisse der in Kapitel 3.3 beschriebenen Versuchsreihe (hier 9 % höhere Verbindungsfestigkeit der CFK-Klebung) als auch durch die Ergebnisse der FE-Analyse der Klebstoffbeanspruchung in Kapitel 4.3.2 bestätigt (hier durchschnittlich 27 %P reduzierte Spannungsüberhöhung innerhalb des Klebstoffs bei CFK-Klebung).

Mit einem Korrelationskoeffizienten von -91% zwischen der maximalen Spannungsüberhöhung und der erzielten Zugscherfestigkeit liegt eine ausgeprägte inverse Korrelation dieser beiden Größen vor. Da bei ideal-adhäsiver Kontaktmodellierung im Rahmen der FE-Analyse materialspezifische Adhäsionsmechanismen in der Grenzfläche zwischen Klebstoff und Füge teil unberücksichtigt bleiben, kann die verbesserte Klebeignung des CFK-Rohrs gegenüber dem Aluminium-Rundprofil auf unterschiedliche Füge teilsteifigkeiten zurückgeführt werden.

Die Bruchflächen zeigen keine relevanten Abweichungen zu der in Kapitel 3.3 beschriebenen Versuchsreihe auf. Während das Versagen der CFK-Klebung durch Delamination erfolgt, tritt bei den Aluminium-Klebung erneut Grenzschichtversagen zwischen Klebstoff und Halbzeug auf (Anhang D).

Muffentopologie. Die Ergebnisse unterschiedlicher Muffentopologien zeigen, dass die PBF-LB/M-optimierten Muffen eine um 3–5 % höhere statische Verbindungsfestigkeit als die Referenzmuffen aufweisen. Dies gilt sowohl für die CFK-Klebung ($\tau_{max} = (29,5 \pm 1,8)$ MPa, Spalte 4 und $\tau_{max} = (30,8 \pm 1,0)$ MPa, Spalte 3) als auch für die Verklebung mit Aluminium-Rundprofil ($\tau_{max} = (28,0 \pm 1,1)$ MPa, Spalte 2 und $\tau_{max,Alu,PBF} = (29,0 \pm 3,7)$ MPa, Spalte 1).

Gegenüber den Ergebnissen der FE-basierten Analyse der Klebstoffbeanspruchung, die eine Verringerung der maximalen Spannungsüberhöhung durch die PBF-LB/M-optimierte Muffe gegenüber der Referenzmuffe um 61 %P bei Verklebung mit Aluminium-Rundprofil sowie um 26 %P bei Verklebung mit dem CFK-Rohr aufzeigen, fällt der Unterschied der statischen Verbindungsfestigkeit moderat aus. Um dieses Verhalten zu erklären, wird die mittels nichtlinearer FE-Analyse bestimmte Z -Dehnung ε_Z als Funktion der Nennschubbeanspruchung τ_{Nenn} mit dem experimentell ermittelten Verlauf abgeglichen (siehe Anhang F). Bis $\varepsilon_Z = 0,6$ % (entspricht $\tau_{Nenn,FE} = 30$ MPa) zeigen die Verläufe eine gute Übereinstimmung. Für Dehnungen oberhalb von 0,6 % verläuft die experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Kurve annähernd horizontal, während die Beanspruchung in der FE-Analyse weiter erhöht werden muss, um der Dehnung des Experiments zu entsprechen. Da das Materialverhalten der Fügeiteile im Rahmen der FE-Analyse linear-elastisch modelliert wurde, liegt die Ursache für die Diskrepanz zwischen FE-Analyse und Experiment mit hoher Wahrscheinlichkeit in der unzureichenden Abbildung der Zähigkeitsmechanismen des Klebstoffs durch das multilineare Materialmodell der FE-Klebstoffkomponente. Wie in Kapitel 4.2.3 beschrieben, wird die Spannungs-Dehnungs-Approximation des Klebstoffs für eine Beanspruchung oberhalb des Zugfestigkeitspunkts $\overline{ZFP} = 31,1$ MPa tangential extrapoliert. Diese Extrapolation beschreibt verfestigendes Materialverhalten, das sich auch in der berechneten Z -Dehnung widerspiegelt. Da die experimentell ermittelte Beziehung zwischen τ_{Nenn} und ε_Z auf idealplastisches Materialverhalten oberhalb des Zugfestigkeitspunkts hinweist, ist davon auszugehen, dass die berechneten Spannungsüberhöhungen oberhalb von $\tau_{Nenn,FE} = 30$ MPa unrealistisch hoch ausfallen.

4.4.2.2 Schwingende Zugscherversuche

Abbildung 4-19 stellt die im Rahmen von schwellenden Zugschwingversuchen ($R = 0$) ermittelten Lastspielzahlen N für Verklebungen von CFK-Rohren mit PBF-LB/M-optimierten Muffen und nichtoptimierten Referenzmuffen sowie entsprechende Zeitfestigkeitsgeraden für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % dar.

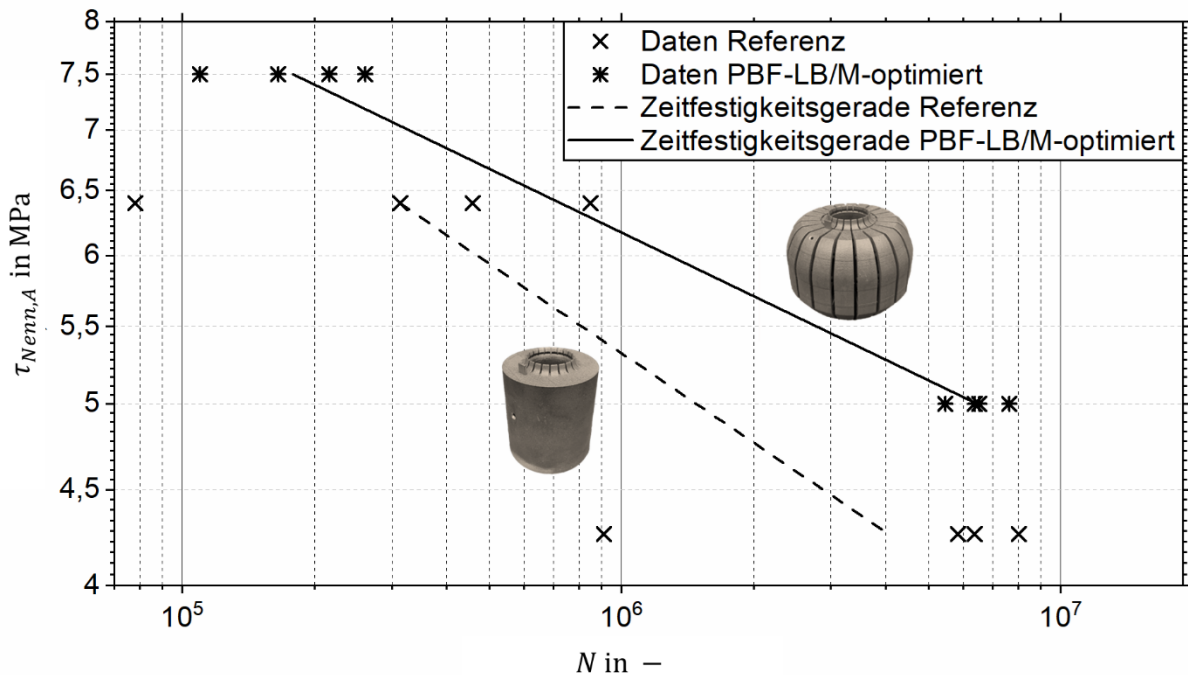


Abbildung 4-19 Wöhler-Diagramm mit 50-%-Zeitfestigkeitsgeraden für schwellende Zugschwingversuche an Muffenklebungen mit UD-CFK-Rohren unter Verwendung von acht nichtoptimierten, zylindrischen Referenzmuffen und acht PBF-LB/M-optimierten Muffen

Unter der Annahme einer logarithmischen Normalverteilung der Lebensdauern ergibt sich für die Verklebungen der Referenzmuffen ein Steigungsexponent der Zeitfestigkeitsgeraden von $k_{50\%,Ref} = 6,3$. Die zugrunde liegenden mittleren Lebensdauern betragen $N_{50\%,3} = 312\,673$ Lastspiele bei einer Nennschubspannungsamplitude von $\tau_{Nenn,A3} = 6,4$ MPa sowie $N_{50\%,4} = 4\,065\,332$ bei $\tau_{nom,A4} = 4,3$ MPa. Die identische Auswertung der Verklebungen mit PBF-LB/M-optimierten Muffen ergibt einen Steigungsexponenten von $k_{50\%,PBF} = 8,8$ mit entsprechenden Lebensdauern von $N_{50\%,1} = 178\,747$ bei $\tau_{nom,A1} = 7,5$ MPa und $N_{50\%,2} = 6\,455\,323$ bei $\tau_{nom,A2} = 5,0$ MPa.

Durch Extrapolation der zwei Zeitfestigkeitsgeraden hin zu höheren Lastamplituden ergibt sich ein Schnittpunkt bei $\tau_{nom,A0} = 8,9$ MPa und $N_{50\%,0} = 39\,193$, bei dem die Verklebungen der Referenz- und PBF-LB/M-optimierten Muffen eine vergleichbare Lebensdauer aufweisen. Mit abnehmender Lastamplitude steigt die Lebensdauer der PBF-LB/M-optimierten Muffe gegenüber der Referenzmuffe aufgrund des höheren Steigungsexponenten überproportional an.

Bei einer Nennschubspannungsamplitude von $\tau_{nom,A2} = 5,0$ MPa übertrifft die Lebensdauer der Verklebung der PBF-LB/M-optimierten Muffe jene der Referenzmuffe um 336 %.

Während der Unterschied in statischer Verbindungsfestigkeit nur schwach ausgeprägt ist (siehe Kapitel 4.4.2.1), übersteigt die Zeitfestigkeit der PBF-LB/M-optimierten Muffenklebungen jene der Verklebungen mit Referenzmuffen deutlich. Wie in Kapitel 4.1.2.1 gezeigt, steigt der Tangentenmodul der Spannungs-Dehnungs-Beziehung des Klebstoffs bei geringer Beanspruchung an, wodurch auch die entsprechenden Spannungsüberhöhungen signifikant zunehmen (siehe Kapitel 4.3.2.3). Infolgedessen treten die Vorteile der PBF-LB/M-optimierten Muffe hinsichtlich homogener Klebstoffbeanspruchung im Rahmen der Zugschwingversuche mit geringer Nennschubbeanspruchung deutlicher hervor als bei den statischen Zugversuchen unter Maximallast.

4.5 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Zielsetzung. Das primäre Ziel der in Kapitel 4 vorgestellten Studie war es, mittels geeigneter Optimierungsalgorithmen und Modellierungsansätze das volle Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren im Sinne klebgerechter Beanspruchung zu erschließen und dieses experimentell zu validieren. Die Untersuchungen erfolgten am Beispiel einer zugbelasteten Muffenklebung zwischen einer außenliegenden PBF-LB/AlSi10Mg-Muffe und einem innenliegenden Halbzeug, die durch einen zähmodifizierten 2K-Epoxidharzklebstoff einfachüberlappt verbunden sind. Die Optimierung der Muffentopologie hinsichtlich homogener Klebstoffbeanspruchung erfolgt auf Grundlage FE-basierter Topologieoptimierung unter Verwendung eines SIMP-Algorithmus.

FE-Modellierung. Zur FE-Modellierung der zugbelasteten Muffenklebungen wurde ein kontinuumsmechanischer Ansatz gewählt und die FE-Komponente des Klebstoffs durch Hexaederelemente diskretisiert. Die Elementkantenlängen betragen 0,0125 mm entlang der Klebfugenhöhe und 0,25 mm entlang der Überlappung. In den Grenzflächen zwischen Klebstoff und Fügeteil teilen sich die FE-Komponenten gemeinsame Elementknoten und beschreiben damit einen ideal-adhäsiven Kontakt (Kapitel 4.2). Das nichtlineare Materialverhalten der Klebstoffkomponenten wird durch ein multilineares Materialmodell abgebildet, welches das experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Verhalten bis zum Zugfestigkeitspunkt durch fünf Regressionsgeraden approximiert (Kapitel 4.1.2.1). Da der Klebstoff für eine hohe Gleitung verfestigendes Materialverhalten zeigt (Kapitel 4.1.2.2), wird die Steigung der letzten Regressionsgeraden für die Beanspruchung oberhalb des Zugfestigkeitspunkts extrapoliert.

Gegenüber den in Kapitel 1.3.2 vorgestellten Modellierungsansätzen im Kontext der Gestaltoptimierung von Klebeverbindungen weist der hier beschriebene Ansatz verschiedene Merkmale auf, die für eine verbesserte Abbildungsgenauigkeit bezüglich der Klebstoffbeanspruchung sprechen. Die in [23–27] beschriebenen Modelle basieren auf zweidimensionalen Rechennetzen mit einer minimalen Elementkantenlänge von 0,03 mm, was die räumliche Auflösung der Spannungsgradienten in der Klebstoffkomponente limitiert. Lediglich in [28] kommt ein dreidimensionales Rechenetz zur expliziten Modellierung der Fügebauteile zum Einsatz; der Klebstoff wird hier jedoch nur implizit durch ein Kohäsivzonenmodell beschrieben. Dieses ermöglicht es, Grenzflächenversagen am Übergang der Fügebauteile durch ein Trenngesetz zu erfassen, lässt jedoch keine Rückschlüsse auf die lokale Klebstoffbeanspruchung zu. Zudem wurde in allen genannten Studien das strukturelle Materialverhalten des Klebstoffs linear-elastisch modelliert, obwohl eine Vielzahl moderner 2K-Klebstoffsysteme ein stark nichtlineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten aufweist. Das nichtlineare Materialverhalten beeinflusst die Beanspruchungsverteilung maßgeblich und stellt demnach einen entscheidenden Faktor für die Abbildungsgenauigkeit des FE-Modells [30, 31] und somit ebenfalls für die klebtechnische Leistungsfähigkeit der optimierten Strukturen dar.

FE-Optimierung. Zur FE-basierten Optimierung der Muffentopologie wurde ein SIMP-Algorithmus eingesetzt, der die Elementdichte der Muffen unter Berücksichtigung eines spannungsbasierten Zielkriteriums ($\sigma_{1,ideal} \stackrel{\text{def}}{=} \tau_{Nenn,1}$) kontinuierlich anpasst. Entsprechend der innenliegenden Halbzeuge weisen die optimierten Muffentopologien stark divergierende Elementdichteverteilungen auf (Kapitel 4.3.1). Während die FE-optimierte Muffe zur Verklebung mit Aluminium-Rundprofil eine indiskrete, kompakte Topologie beschreibt, ergibt sich für die FE-optimierte Muffe zur Verklebung mit CFK-Rohr eine diskrete Elementdichteverteilung, deren Konturen feingliedrige Strukturen beschreiben.

Gegenüber den in Kapitel 1.3.2 vorgestellten Studien zur Gestaltoptimierung von Fügebauteilen weisen die in dieser Studie optimierten Muffentopologien ein deutlich höheres Maß an geometrischer Komplexität auf. Während sich die Lösungen zur Gestaltoptimierung in [23, 24, 28] auf die Modifikation der Außenkontur sowie der Überlappungslänge beschränken, werden in [25] und [26] bereits kompakte Hohlräume in den Fügebauteilen ausgebildet. Die optimierten Fügebauteile beschreiben dabei jedoch stets diskrete Topologien, deren Bauteilkonturen im komplexesten Fall reduzierte Fachwerkstrukturen beschreiben. Diese Unterschiede lassen sich auf zwei wesentliche Faktoren zurückführen. Erstens wird das Rechenetz des GB in der vorliegenden Studie deutlich feiner aufgelöst, wodurch eine differenziertere Ausbildung der Elementdichte ermöglicht wird. Bei dem zweiten Faktor handelt es sich um die abweichenden

Optimierungsalgorithmen und -einschränkungen, die sich in bisherigen Studien an der begrenzten Gestaltungsfreiheit konventioneller Fertigungsprozesse orientierten.

CAD-Rückführung. Auf Grundlage der geometrischen Gestaltungsfreiheit des PBF-LB/M-Verfahrens zur Herstellung innenliegender Hohlräume und der lokalen Eigenschaftsanpassung kann ein Großteil des Optimierungspotenzials beliebig komplexer Topologien durch eine geeignete CAD-Rückführung physisch realisiert werden. Im Rahmen der vorliegenden Studie erfolgte die CAD-Rückführung der FE-optimierten Muffentopologien hin zu PBF-LB/M-fertigbaren Strukturen, indem finite Elemente mit einer Elementdichte $\{ED \in \mathbb{R} | 0,25 \leq ED \leq 0,75\}$ durch eine Gyroidstruktur mit einem Füllgrad von 30 % und Elemente mit einer Dichte $\{ED \in \mathbb{R} | ED > 0,75\}$ durch Vollmaterial interpretiert wurden. Anschließend wurden die entsprechenden Konturen unter Berücksichtigung PBF-LB/M-spezifischer Fertigungsrestriktionen angepasst.

Diese Vorgehensweise resultiert in einer Optimierungsdegradation von 5,8 % für die diskrete Elementdichteverteilung der PBF-LB/M-optimierten Muffe zur Verklebung mit CFK-Rohr und von 14,2 % für die indiskrete Elementdichteverteilung der PBF-LB/M-optimierten Muffe zur Verklebung mit Aluminium-Rundprofil. Unter Einführung zusätzlicher Wertebereiche zur feineren Auflösung der kontinuierlichen Elementdichteverteilung durch gradierte Gyroid- oder Gitterstrukturen könnte die Optimierungsdegradation der indiskreten Muffentopologie jedoch weiter reduziert werden. Ein vergleichbarer Ansatz wird in [27] beschrieben, bei dem die Möglichkeit des SLA-basierten Multimaterialdrucks genutzt wird, um polymere Füge­teile mit gradierter Steifigkeit an den Überlappungsenden herzustellen.

FE-Analyse. Die Ergebnisse der in Kapitel 4.3.2 beschriebenen FE-Analyse der Klebstoffbeanspruchung sind in **Tabelle 4-3** zusammengefasst.

Tabelle 4-3 Maximale Spannungsüberhöhung innerhalb der Klebstoffkomponente für geometrisch-lineare FE-Analyse zugbelasteter Muffenklebungen mit unterschiedlichen Füge­teilkombinationen und variierender Nennschubbeanspruchung

τ_{Nenn} in MPa	Füge­teile	CFK-Rohr	Aluminium-Rundprofil
40	Referenzmuffe	67 %	125 %
40	PBF-LB/M-optimierte Muffe	41 %	64 %
40	FE-optimierte Muffe	10 %	10 %
10	Referenzmuffe	162 %	238 %
10	PBF-LB/M-optimierte Muffe	87 %	141 %
10	FE-optimierte Muffe	74 %	59 %

Sie belegen, dass die Klebstoffbeanspruchung durch die FE- und PBF-LB/M-optimierten Muffen gegenüber der nichtoptimierten Referenzmuffe harmonisiert und der Lastabtrag durch Schälbeanspruchung reduziert wird. Im Vergleich zu den numerischen Ergebnissen der in Kapitel 1.3.2 vorgestellten Studien von

- –50 % maximaler Von-Mises-Vergleichsspannung [24],
- –63 % maximaler Schälbeanspruchung [25] und
- –57 % maximaler Schälbeanspruchung [27]

fällt der Unterschied der maximalen Schälbeanspruchung zwischen FE-optimierten und nichtoptimierten Referenzmuffen in dieser Studie mit –34 % (CFK-Rohr) und –52 % (Aluminium-Rundprofil) moderat aus.

Die Ergebnisse zeigen außerdem, dass die klebtechnische Leistungsfähigkeit der PBF-LB/M-optimierten Muffen im Zuge der CAD-Rückführung entsprechend der Optimierungsdegradation reduziert wird und das CFK-Rohr eine bessere Klebeignung als das Aluminium-Rundprofil aufweist. Mit abnehmender Nennschubbeanspruchung steigen die Spannungsüberhöhungen für alle Fügeteilkombinationen stark an, wodurch der Mehrwert der optimierten Muffentopologie hinsichtlich homogener Klebstoffbeanspruchung steigt.

Experimentelle Charakterisierung. Die numerischen Ergebnisse werden durch die experimentellen Untersuchungen (Kapitel 4.4) lediglich qualitativ bestätigt. Im Rahmen der statischen Zugscherversuche zeigen die CFK-Klebungen einen Festigkeitsvorteil von 5 bis 6 % gegenüber den Verklebungen mit Aluminium-Rundprofil, während die Verbindungsfestigkeit der PBF-LB/M-optimierten Muffen die der Referenzmuffen um lediglich 3 bis 5 % übertrifft. Einen signifikanteren Einfluss zeigt die Muffentopologie in Bezug auf die Zeitfestigkeit der Verklebungen: Im Rahmen schwellender Zugschwingversuche mit einer Beanspruchungsamplitude von $\tau_{nom,A2} = 5,0$ MPa übersteigt die Zeitfestigkeit der PBF-LB/M-optimierten Muffe die der Referenzmuffe um mehr als Faktor drei. Darüber hinaus verläuft die Zeitfestigkeitsgerade der PBF-LB/M-optimierten Muffe mit einem Steigungsexponenten von $k_{50\%,PBF} = 8,8$ deutlich flacher als die der Referenzmuffe mit $k_{50\%,Ref} = 6,3$.

Die Ursache für die unterschiedliche Effektstärke wird durch den Vergleich der Z -Dehnung aus Simulation und Experiment deutlich (siehe Anhang F). Ab einer Nennschubbeanspruchung von $\tau_{Nenn} = 30$ MPa verläuft die experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Kurve der Muffenklebung nahezu horizontal, während die Beanspruchung in der nichtlinearen FE-

Analyse weiter steigt. Hieraus ist abzuleiten, dass die Materialverfestigung, die durch das Materialmodell der FE-Klebstoffkomponente oberhalb des Zugfestigkeitspunkts beschrieben wird (siehe Kapitel 4.2.3), zu einer unzureichenden Abbildung der tatsächlichen Zähigkeitsmechanismen führt. Infolgedessen fallen die berechneten Spannungsüberhöhungen für $\tau_{Nenn} > 30$ MPa unrealistisch hoch aus, wodurch die klebtechnische Leistungsfähigkeit der optimierten Strukturen im Vergleich zu den Referenzklebungen im Rahmen der Simulation überschätzt wird.

Dies erklärt weiterhin, warum die numerischen Ergebnisse der in Kapitel 1.3.2 beschriebenen Studien zur Gestaltoptimierung der Füge­teile trotz erheblich reduzierter geometrischer Komplexität der optimierten Füge­teile eine höhere klebtechnische Leistungsfähigkeit gegenüber den entsprechenden Referenzklebungen aufweisen. In den genannten Studien wurde das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Klebstoffs linear-elastisch modelliert und so der Einfluss der Zähigkeitsmechanismen auf die Klebstoffbeanspruchung vernachlässigt. Je steifer der Klebstoff reagiert, desto stärker steigen die Spannungsüberhöhungen der Referenzklebungen und desto höher ist der Mehrwert einer optimierten Füge­te­il­topologie hinsichtlich homogener Klebstoffbeanspruchung.

Für den im Rahmen dieser Studie untersuchten 2K-Epoxidharzklebstoff könnte der Abbildungsfehler des multilinearen Materialmodells unter der Annahme idealer Plastizität nach Überschreiten des Zugfestigkeitspunkts reduziert werden. Eine noch präzisere Abbildung des strukturmechanischen Verhaltens wäre durch die Implementierung eines Kohäsivzonenmodells möglich. Wie in [25] gezeigt, lässt sich mit diesem Modell Grenzflächenversagen zwischen den Füge­teilen durch ein Trenngesetz erfassen, das unmittelbaren Einfluss auf die Beanspruchung innerhalb der angrenzenden Füge­teile ausübt. In Kombination mit der expliziten Modellierung der Klebstoffkomponente unter Berücksichtigung eines nichtlinearen Materialgesetzes kann die Modellgüte bezüglich der Klebstoffbeanspruchung weiter gesteigert werden. Dies ermöglicht den Einsatz spannungsbasierter Zielkriterien und komplexer Optimierungsalgorithmen im Rahmen einer FE-basierten Topologieoptimierung zur Entwicklung geometrisch anspruchsvoller Füge­teile mit hoher klebtechnischer Leistungsfähigkeit, wobei der Mehrwert hinsichtlich statischer Verbindungsfestigkeit unter Verwendung zähmodifizierter Klebstoffe weiterhin gering ist.

Schlussfolgerung. Insgesamt belegen die numerischen Ergebnisse dieser Studie, dass durch eine FE-basierte SIMP-Optimierung komplexe Topologien entwickelt werden können, die in der Lage sind, einen Großteil des Potenzials der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver

Fertigungsverfahren im Sinne homogener Klebstoffbeanspruchung zu erschließen. Insbesondere die Möglichkeiten zur Realisierung variabler Fügeiteilsteifigkeit und komplexer Hohlräume bieten einen entscheidenden Vorteil gegenüber konventionellen Fertigungsverfahren, durch den die Optimierungsdegradation im Rahmen der CAD-Rückführung minimiert und die Leistungsfähigkeit der optimierten Strukturen gesteigert werden kann.

Anhand der experimentellen Ergebnisse wird deutlich, dass der klebtechnische Mehrwert der Gestaltoptimierung nicht ausschließlich durch die Fügeiteiltopologie bestimmt wird, sondern in hohem Maße von dem strukturmechanischen Verhalten des Klebstoffs und der Belastungsart abhängt. Mit reduzierter Klebstoffduktilität steigt der klebtechnische Mehrwert der optimierten Fügeiteiltopologie. Dementsprechend zeigt sich unter Verwendung eines zähmodifizierten 2K-Epoxidharzklebstoffs ein sehr geringer Einfluss auf die statische Verbindungsfestigkeit, während der Effekt auf die Zeitfestigkeit unter zyklischer Beanspruchung deutlicher ausgeprägt ist.

Aus dem Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse erschließt sich, dass zur Entwicklung leistungsfähiger Fügeiteile die Abbildungsgenauigkeit des FE-Modells entscheidend ist. Wesentliche Einflussfaktoren stellen die Auflösung des Rechenetzes sowie die Modellgüte der Materialmodelle zur Beschreibung des strukturmechanischen Verhaltens von Klebstoff und Fügeiteilwerkstoff dar. Unter Verwendung zähmodifizierter Strukturklebstoffe ist die Erfassung des nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens und der Zähigkeitsmechanismen durch geeignete Materialmodellierung entscheidend.

5 Topografieoptimierung der Fügeflächen

Zur konstruktiven Umsetzung von Klebeverbindungen zwischen mehreren additiv gefertigten Einzelbauteilen bietet sich die Stumpfklebung an. Da hierbei keine Bauteilüberlappung erforderlich ist, kann das volle Gestaltungspotenzial der Hybridfertigung bei minimalem Strukturgewicht realisiert werden. Einen wesentlichen Nachteil der Stumpfklebung, der insbesondere bei additiv gefertigten Fügeteilen mit dünnwandigen und komplexen Topologien an Bedeutung gewinnt, stellt die vergleichsweise geringe Klebfläche dar. Diese resultiert in einer erhöhten Klebstoffbeanspruchung, was zu reduzierter Verbindungsfestigkeit führt.

Vor diesem Hintergrund besteht das primäre Ziel der in Kapitel 5 vorgestellten Studie zur Topografieoptimierung der Fügeteile darin, eine spezielle Fügeflächengeometrie für die Stumpfklebung von additiv gefertigten Fügeteilen zu entwickeln, welche die strukturelle Integrität der Gesamtstruktur gewährleistet, ohne das Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung einzuschränken.

Wie in Kapitel 2.1.5 detailliert beschrieben, können die Fügeflächen der Fügeteile im Sinne einer 1D- oder 2D-Schäftung abgeschrägt werden, um die Verbindungsfestigkeit der Stumpfklebung zu steigern [158]. Dies gründet einerseits darauf, dass die Klebfläche vergrößert und die Nennbeanspruchung des Klebstoffs reduziert werden. Andererseits wird der Lastabtrag mit ansteigendem Schäftungswinkel in Richtung Schub verlagert, was sich insbesondere bei Fügepartikeln mit reduzierter Adhäsionsfähigkeit positiv auf die resultierende Verbindungsfestigkeit auswirkt. Gleichzeitig steigt jedoch auch die Aufbauhöhe der Klebeverbindung und damit das zur Realisierung erforderliche Fügepartikelvolumen, was die konstruktive Gestaltungsfreiheit der Hybridfertigung reduziert.

Auf Grundlage der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren lässt sich das Verhältnis von Verbindungsfestigkeit zu Aufbauhöhe maximieren, indem die Schäftungsgeometrie dreidimensional ausgebildet wird (3D-Schäftung [62]). Die dreidimensionalen Schäftungselemente werden entsprechend **Abbildung 5-1** kantenstößig in die Fügefläche des negativen Fügeparts eingeprägt und auf die Fügefläche des positiven Fügeparts aufgetragen.

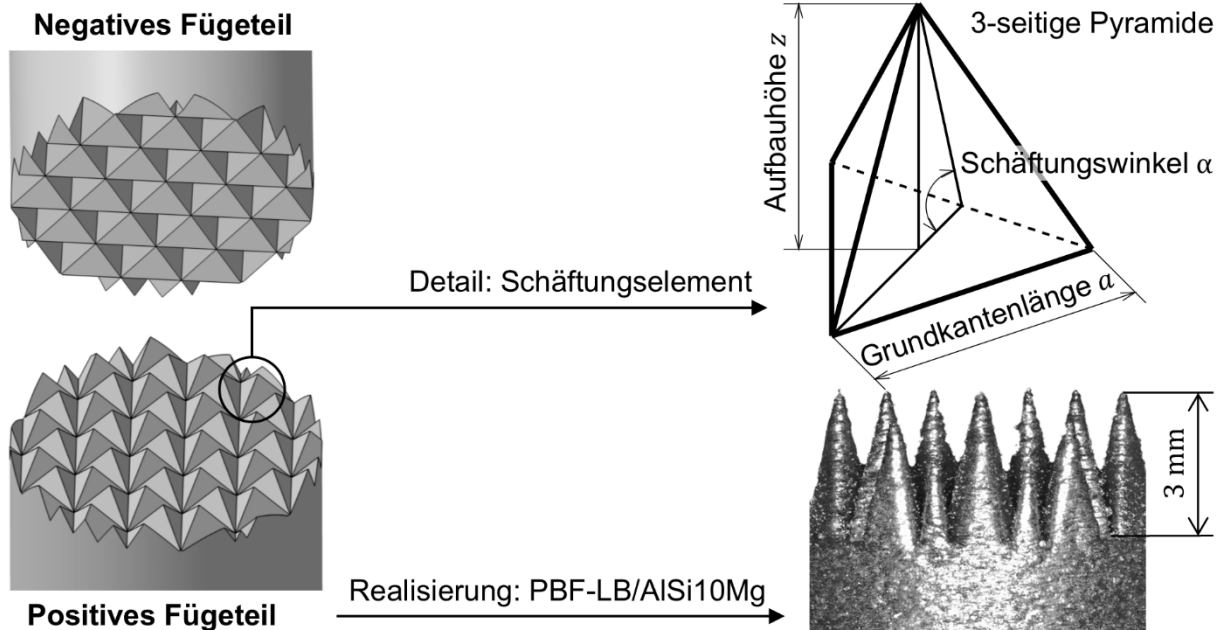

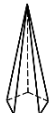



Abbildung 5-1 3D-Schäftung einer Stumpfklebung zwischen zwei Zylindern unter Verwendung dreiseitiger Pyramiden (links) mit charakteristischen Abmessungen (rechts oben) sowie beispielhafte Realisierung durch den PBF-LB/M-Prozess unter Verwendung der Aluminiumlegierung AlSi10Mg (rechts unten)

Gegenüber der Stumpfklebung wird die Klebfläche A_{Kleb} der 3D-geschäfteten Klebeverbindung nicht durch den Flächeninhalt des Bauteilquerschnitts in der Trennebene (Trennfläche), sondern durch die Summe der inklinierten Mantelflächen der Schäftungselemente beschrieben. Geometrische Betrachtungen zeigen, dass die dreiseitige Pyramide (Tetraeder) das ideale Schäftungselement darstellt, da es bei konstanter Aufbauhöhe z und Grundfläche A_{Grund} auf die größte inklinierte Fläche A_{Ink} und daher auch Klebfläche ($A_{Kleb} = \sum A_{Ink}$) führt (**Tabelle 5-1**).

Tabelle 5-1 Vergleich der inklinierten Mantelfläche A_{Ink} unterschiedlicher Schäftungselemente mit identischer nominaler Grundfläche $A_{Grund} = 1 \text{ mm}^2$ und Aufbauhöhe $z = 2 \text{ mm}$

Schäftungselement	Verbindungsart	A_{Ink} in mm^2
Rechtwinkliger Keil $a = 1 \text{ mm}$	1D-Schäftung	2,2
Gleichschenkliger Keil $a = 1 \text{ mm}$	2D-Schäftung	4,1
3-seitige Pyramide $a = 1,5 \text{ mm}$	3D-Schäftung	4,6

Schäftungselement		Verbindungsart	A_{Ink} in mm ²
4-seitige Pyramide $a = 1$ mm		3D-Schäftung	4,1
5-seitige Pyramide $a = 0,6$ mm		3D-Schäftung	3,9
Kegel $D = 1,1$ mm		3D-Schäftung	3,7

Indem die Grundkantenlänge a und damit auch die Grundfläche A_{Grund} der dreiseitigen Pyramide reduziert wird, kann eine größere Anzahl an Pyramiden auf den Trennflächen der Füge­teile angeordnet und so die Aufbauhöhe bei identischer nominaler Klebfläche reduziert werden. Hierdurch steigt das Gestaltungspotenzial im Kontext der Hybridfertigung, ohne die strukturelle Integrität der Verbindung zu gefährden. Die minimale Aufbauhöhe und maximale Leistungsfähigkeit der 3D-Schäftung ergibt sich somit an der unteren Fertigungsgrenze der Grundkantenlänge a . Diese wird durch prozessspezifische Fertigungsrestriktionen bestimmt, die zugleich Einfluss auf die Passgenauigkeit zwischen positiven und negativen Füge­teilen nehmen.

Zur Quantifizierung dieser Fertigungsrestriktionen am Beispiel des PBF-LB/M-Prozesses werden in Kapitel 5.1 Geometrieproben positiver und negativer Pyramiden aus der Aluminiumlegierung AlSi10Mg sowie der Titanlegierung Ti6Al4V optisch vermessen. In Kapitel 5.2 werden aus den Messergebnissen Optimierungsmaßnahmen für eine verbesserte Passgenauigkeit von positiven zu negativen Füge­teilen entwickelt und auf Grundlage eines Leistungsindikators optimale Pyramidenparameter zur Umsetzung der 3D-Schäftung in PBF-LB/M-Füge­teilen abgeleitet. Aufbauend darauf beschreibt Kapitel 5.3 Kopfzugversuche an PBF-LB/M-Zylindern, die sowohl stumpf wie auch 1D- und 3D-geschäftet verklebt wurden, um die Verbindungsfestigkeit der optimierten Füge­flächentopografie experimentell zu validieren.

5.1 Geometrische Charakterisierung von PBF-LB/M-Pyramiden

In Abhängigkeit der verwendeten Fertigungsanlage, Prozessparameter und Werkstoffe treffen bei der Herstellung additiv gefertigter Erzeugnisse Fertigungsrestriktionen zu, durch welche die minimale Grundkantenlänge der Pyramiden sowie die Passgenauigkeit positiver zu negativer

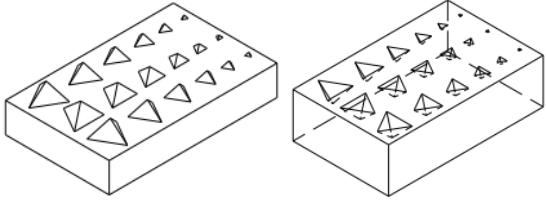
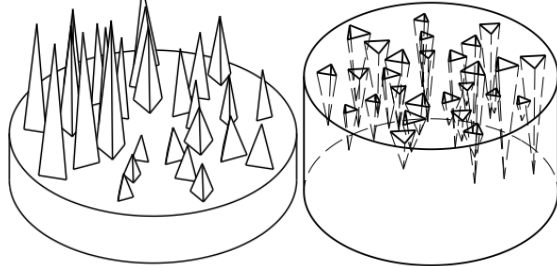
Fügeteile limitiert wird. Um diese Fertigungsrestriktionen am Beispiel des PBF-LB/M-Prozesses zu quantifizieren, wurden Geometrieproben mit positiven und negativen Pyramiden aus den Leichtmetalllegierungen AlSi10Mg und Ti6Al4V mittels Computertomografie und Lasermikroskopie vermessen. Die nominalen Abmessungen der untersuchten Pyramiden sowie der Fertigungsprozess der Geometrieproben werden zusammen mit den verwendeten Messgeräten und der Messauswertung in Kapitel 5.1.1 beschrieben. Eine Gegenüberstellung der Nominal- und Istmaße sowie die Auswertung der Oberflächenrauigkeit erfolgt in Kapitel 5.1.2.

5.1.1 Materialien und Methoden

Probengeometrie. Bei der Wahl der nominalen Pyramidenparameter wurde sich an PBF-LB/M-typischen Gestaltungsrichtlinien bezüglich der minimal darstellbaren Wandstärke orientiert [89, 95] und eine einfaktorische AlSi10Mg-Rechteckprobe entworfen, die Pyramiden mit nominalen Grundkantenlängen von $a_{nom} \in [0,5 \text{ mm}; 0,5 \text{ mm}; 3 \text{ mm}]$ mit einem identischen Schäftungswinkel von $\alpha_{nom} = 60^\circ$ umfasst. Das Höhenprofil der Rechteckprobe wurde mittels Laserkonfokalmikroskopie (Keyence VK-X 3000, Keyence, Osaka, Japan) ermittelt und die einzelnen Messpunkte zu einer Oberflächennetzrepräsentation trianguliert (Kapitel 2.2.5). Die Dreiecksfacetten des Oberflächennetzes weisen eine durchschnittliche Kantenlänge von $1,5 \mu\text{m}$ auf.

Zudem wurde eine zweifaktorielle Rundprobe entwickelt, bei der sowohl der nominale Schäftungswinkel $\alpha_{nom} \in \{80^\circ; 85^\circ; 87^\circ\}$ als auch die nominale Grundkantenlänge $a_{nom} \in [1,5 \text{ mm}; 0,5 \text{ mm}; 2,5 \text{ mm}]$ variiert werden. Die Rundprobe wurde sowohl aus der Aluminiumlegierung AlSi10Mg als auch aus der Titanlegierung Ti6Al4V gefertigt. Aufgrund der hohen nominalen Aufbauhöhe und geringen nominalen Grundkantenlänge der Pyramiden auf der Rundprobe treten bei Vermessung der negativen Pyramiden mittels Laserkonfokalmikroskopie (VK-X 3000, Keyence, Osaka, Japan) Schatteneffekte auf, die eine vollständige Erfassung der Geometrien verhindern. Aus diesem Grund wurde zur geometrischen Vermessung der Rundproben ein Computertomograf (CT VTOME XL 300, GE Inspection Technologies, Wunstorf, Deutschland) mit einer Voxelgröße von $12 \mu\text{m}$ eingesetzt. Das resultierende Oberflächennetz weist eine durchschnittliche Kantenlänge von $12,6 \mu\text{m}$ auf. Zur statistischen Absicherung wurden sowohl auf der Rechteck- wie auch auf der Rundprobe jeweils drei Pyramiden mit identischen Nominalabmessungen platziert, die um jeweils 120° entlang der Pyramidenhochachse verdreht angeordnet sind (**Tabelle 5-2**).

Tabelle 5-2 Nominale Abmessungen (Schäftungswinkel α_{nom} , Grundkantenlänge a_{nom} und Aufbauhöhe z_{nom}) und Werkstoffe positiver und negativer Pyramiden auf der PBF-LB/M-Rechteck- und -Rundprobe

α_{nom} in °	a_{nom} in mm	z_{nom} in mm	Werkstoff	Positive Pyramiden	Negative Pyramiden
60	0,5	0,3	AlSi10Mg		
	1,0	0,5			
	1,5	0,8			
	2,0	1,0			
	2,5	1,3			
	3,0	1,5			
80	1,5	2,5	AlSi10Mg Ti6Al4V		
	2,0	3,3			
	2,5	4,1			
85	1,5	4,9			
	2,0	6,6			
	2,5	8,3			
87	1,5	8,3			
	2,0	11,0			
	2,5	13,8			

Probenfertigung. Die Geometrieproben aus der Aluminiumlegierung AlSi10Mg wurden aufrechtstehend (Pyramidenhochachse parallel zur Baurichtung) auf einer Trumpf (Ditzingen, Deutschland) TruPrint 1000 (TP1000) PBF-LB/M-Fertigungsanlage unter Verwendung von Metallpulver mit einer Partikelgröße zwischen 20 und 63 μm (EN-AC 43000, ECKART, Hartenstein, Deutschland) hergestellt. Die Geometrieproben aus der Titanlegierung Ti6Al4V wurden bei identischer Bauorientierung auf einer LT30 PBF-LB/M-Fertigungsanlage unter Verwendung von Metallpulver mit einer Partikelgröße zwischen 15 und 53 μm (Ti64-53/15-CS1, Tekna, Québec, Kanada) gefertigt. Die entsprechenden Prozessparameter können **Tabelle 5-3** entnommen werden.

Tabelle 5-3 Prozessparameter zur Herstellung von Rundproben aus Ti6Al4V auf einer LT30 sowie von Rechteck- und Rundproben aus AlSi10Mg auf einer TP1000 PBF-LB/M-Fertigungsanlage

Fertigungsanlage	TP1000	LT30
Parameter	Volumen/Kontur	Volumen/Kontur
Scangeschwindigkeit [mm/s]	1815	1117/614
Laserleistung [W]	175	279/154
Laserspurabstand [μm]	90/40	100/50
Fokusbereich [μm]	32	70
Schichthöhe [μm]	20	50
Rotationswinkel der Belichtung [°]	45	53
Minimale Laservektorlänge [μm]	100	120

Der minimalen Laservektorlänge kommt im Kontext der PBF-LB/M-basierten Fertigung geometrischer Details eine besondere Bedeutung zu. Unterschreiten die Abmessungen der Bauteilkonturen die minimale Laservektorlänge, so wird die Laserpfaderzeugung unterdrückt und es erfolgt keine Belichtung der entsprechenden Konturen während des Druckprozesses. Dementsprechend werden die Spitzen positiver und negativer Pyramiden erst ab einer kritischen Grundkantenlänge von 0,1 mm in der Laserpfaderzeugung berücksichtigt und damit nominal betrachtet lediglich ein spitzer Kegelstumpf gefertigt.

Unter Berücksichtigung der Scangeschwindigkeit, der Laserleistung und des Laserspuraabstands kann die Flächenenergiedichte an der Bauteilkontur nach Gleichung (2-10) bestimmt werden. Die Energiedichte beträgt bei der Verarbeitung des Aluminiumwerkstoffs $E_{A,TP1000} = 2,4 \text{ J/mm}^2$ und bei Verarbeitung des Titanwerkstoffs $E_{A,LT30} = 5,0 \text{ J/mm}^2$. Dies deutet auf eine erhöhte Schmelzbaddynamik bei Verarbeitung der Titanlegierung hin, was potenziell nachteilig für die Oberflächenrauigkeit und Fertigungsauflösung der Bauteile ist (Kapitel 2.2.1).

Messdatenauswertung. Da es sich bei den Messergebnissen der Laserkonfokalmikroskopie und der Computertomografie um eine Oberflächennetzrepräsentation der tatsächlichen Pyramidengeometrien handelt, erfolgt die Auswertung der tatsächlichen Schäftungswinkel α_{ist} , Grundkantenlängen a_{ist} und Aufbauhöhen z_{ist} mit Hilfe der CAD-Software Geomagic Design X 2022.0 (3D Systems, Rock Hill, SC, USA) analog.

Zur Ermittlung der tatsächlichen Aufbauhöhe z_{ist} wurde der Abstand zwischen dem höchsten/tiefsten Punkt einer positiven/negativen Pyramide und einer Referenzebene vermessen. Bei der Referenzebene handelt es sich um eine Ausgleichsebene, die basierend auf der Topografie der obenliegenden Deckfläche der Geometrieprobe nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate definiert wurde. Dementsprechend ergibt sich pro Pyramide ein einzelner Messwert, der die Aufbauhöhe z_{ist} charakterisiert.

Die Grundkantenlänge a_{ist} wurde ermittelt, indem in gleicher Weise drei Hilfsebenen auf den Mantelflächen der Pyramiden definiert und mit der Referenzebene geschnitten wurden. Die Schnittpunkte der resultierenden Schnittachsen beschreiben die Eckpunkte des gleichseitigen Dreiecks am Pyramidengrund. Durch die Vermessung der Abstände zwischen den Eckpunkten ergeben sich pro Pyramide drei Messwerte, welche die Grundkantenlänge a_{ist} charakterisieren.

Die akuten Supplementwinkel zwischen den drei Hilfsebenen und der Referenzebene beschreiben den tatsächlichen Schäftungswinkel α_{ist} (siehe **Abbildung 5-1**). Somit treffen auch hier drei Messwerte pro Pyramide zu.

Die Oberflächenrauigkeit der PBF-LB/M-Pyramiden wurde anhand des maximalen Profilspitzenwerts S_p charakterisiert. Er beschreibt den Abstand zwischen der höchsten Erhebung der Pyramidenmantelflächen und der zugehörigen Hilfsebene.

5.1.2 Ergebnisse und Diskussion

Abbildung 5-2 stellt die relative Abweichung der tatsächlichen Grundkantenlänge a_{ist} sowie des Schäftungswinkels α_{ist} und der Aufbauhöhe z_{ist} positiver und negativer Pyramiden der AlSi10Mg-Rechteckprobe ($\alpha_{nom} = 60^\circ$) von den entsprechenden nominalen Werten als Funktion der nominalen Grundkantenlängen a_{nom} dar. Bei den dargestellten Datenpunkten handelt es sich um die arithmetischen MW der relativen Abweichung, die sich pro Datenpunkt aus $n = 9$ (a_{ist} und α_{ist}) bzw. $n = 3$ (z_{ist}) Messwerten berechnet. Die umgebenden Füllflächen stellen die einfache positive und negative SA (Stichprobe) dar.

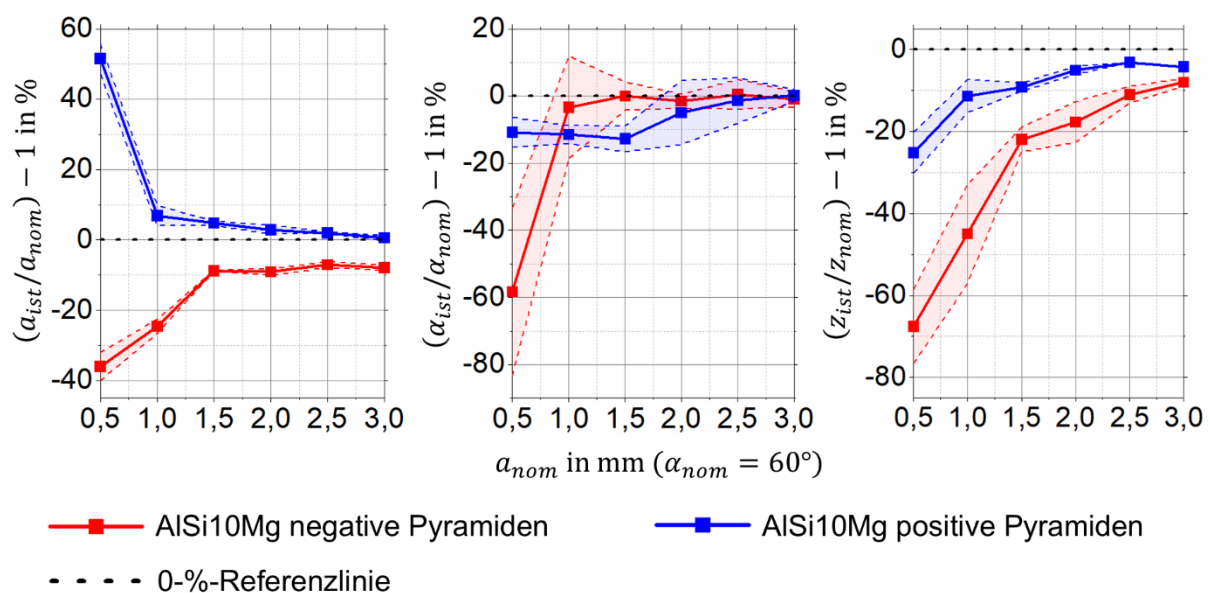


Abbildung 5-2 Arithmetischer MW (Datenpunkte) und SA (schraffierte Füllfläche) der relativen Abweichung zwischen Ist- und Nominalgeometrie der PBF-LB/AlSi10Mg-Rechteckprobe

Grundkantenlänge. Die tatsächlichen Grundkantenlängen aller positiven Pyramiden übertreffen die entsprechenden nominalen Werte, während die negativen Äquivalente diese durchgängig unterschreiten (**Abbildung 5-2**, links). Die relativen Abweichungen positiver Pyramiden fallen jedoch deutlich geringer aus. Für nominelle Grundkantenlängen $a_{nom} < 1,0$ mm ergeben sich sowohl für positive als auch negative Pyramiden ausgeprägte Abweichungen zwischen Ist- und Nominalgeometrie.

Schäftungswinkel. Die Abweichungen der tatsächlichen Schäftungswinkel positiver und negativer Pyramiden fallen für alle untersuchten nominellen Grundkantenlängen gering aus. Lediglich bei negativen Pyramiden mit $a_{nom} = 0,5$ mm treten deutliche Abweichungen zwischen Ist- und Nominalgeometrie auf (**Abbildung 5-2**, mittig).

Aufbauhöhe. Die tatsächlichen Aufbauhöhen positiver und negativer Pyramiden unterschreiten die nominalen Aufbauhöhen h_{nom} , wobei die relative Abweichung negativer Pyramiden stärker ausgeprägt ist (**Abbildung 5-2**, rechts).

Analog zu **Abbildung 5-2** illustriert **Abbildung 5-3** die relativen Abweichungen zwischen Ist- und Nominalgeometrie positiver und negativer Pyramiden der Rundproben.

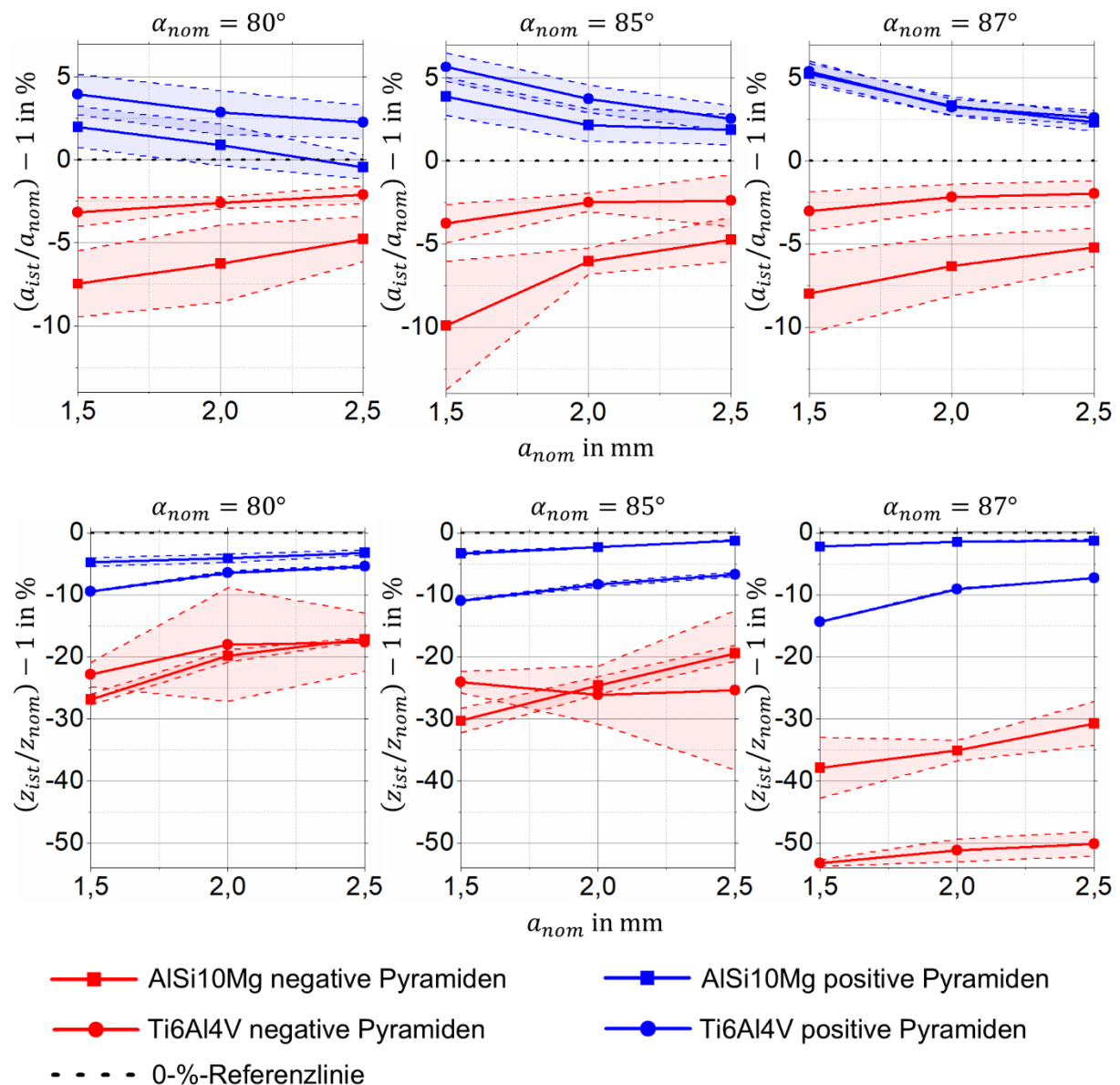


Abbildung 5-3 Arithmetischer MW (Datenpunkte) und SA (schraffierte Füllfläche) der relativen Abweichung zwischen Ist- und Nominalgeometrie der PBF-LB/AlSi10Mg- und PBF-LB/Ti6Al4V-Rundproben

Grundkantenlänge. Die Abweichungen der tatsächlichen Grundkantenlängen positiver und negativer Pyramiden der Rundproben ($\alpha_{nom} = 80^\circ/85^\circ/87^\circ$) aus AlSi10Mg und Ti6Al4V beschreiben qualitativ ähnliche Verläufe wie die der Pyramiden der PBF-LB/AlSi10Mg-Rechteckprobe ($\alpha_{nom} = 60^\circ$). Mit abnehmender nominaler Grundkantenlänge nehmen die relativen Abweichungen kontinuierlich zu, wobei die negativen Pyramiden signifikantere Abweichungen aufweisen. Der nominale Schäftungswinkel zeigt keinen erkennbaren Einfluss auf die Abweichungen der tatsächlichen Grundkantenlängen von den Nominalwerten.

Beim Vergleich der unterschiedlichen Werkstoffe zeigt sich, dass die tatsächliche Grundkantenlänge positiver Ti6Al4V-Pyramiden deutlicher von den nominalen Werten abweicht, als es bei den entsprechenden AlSi10Mg-Pyramiden der Fall ist. Demgegenüber weisen die tatsächlichen Grundkantenlängen negativer Ti6Al4V-Pyramiden geringere Abweichungen als die entsprechenden AlSi10Mg-Pyramiden auf.

Schäftungswinkel. Auf eine separate Darstellung der Abweichungen der tatsächlichen Schäftungswinkel der Rundproben wurde verzichtet, da sie analog zu den Ergebnissen der PBF-LB/AlSi10Mg-Rechteckprobe mit $\alpha_{nom} = 60^\circ$ vernachlässigbar gering ausfallen. Die maximale relative Abweichung beträgt 1,1 %.

Aufbauhöhe. Auch die Abweichungen der tatsächlichen Aufbauhöhen positiver und negativer Pyramiden der Rundproben ($\alpha_{nom} = 80^\circ/85^\circ/87^\circ$) aus AlSi10Mg und Ti6Al4V zeigen ähnliche Verläufe wie die PBF-LB/AlSi10Mg-Rechteckprobe mit $\alpha_{nom} = 60^\circ$. Sowohl bei positiven als auch negativen Pyramiden liegen die tatsächlichen Aufbauhöhen unterhalb der Nominalwerte, wobei die Abweichungen mit abnehmender nominaler Grundkantenlänge kontinuierlich ansteigen und negative Pyramiden durchgängig größere Abweichungen beschreiben als die entsprechenden positiven Pyramiden.

Bei den positiven AlSi10Mg-Pyramiden zeigt der Schäftungswinkel keinen Einfluss auf die Abweichung der tatsächlichen Aufbauhöhe. Demgegenüber verdoppeln sich die Abweichungen bei positiven Ti6Al4V-Pyramiden zwischen $\alpha_{nom} = 80^\circ$ und $\alpha_{nom} = 87^\circ$ auf bis zu -15% .

Bei den negativen Pyramiden zeigt der Schäftungswinkel sowohl für Ti6Al4V- als auch AlSi10Mg-Pyramiden einen starken Einfluss auf die Abweichungen. Zwischen $\alpha_{nom} = 80^\circ$ und $\alpha_{nom} = 85^\circ$ ist die Effektstärke noch gering, sodass die Extremwerte lediglich moderat von -27 auf -30% (AlSi10Mg) und von -23 auf -26% (Ti6Al4V) ansteigen. Bei $\alpha_{nom} = 87^\circ$ steigen die Extremwerte überproportional stark auf bis zu -38% (AlSi10Mg) und -53% (Ti6Al4V) an.

Oberflächenrauigkeit. Zur Charakterisierung der Oberflächenrauigkeit wurde der maximale Profilspitzenwert S_p auf den Pyramidenmantelflächen und der Deckfläche (0° -Orientierung) der Rundproben ausgewertet. Der maximale Profilspitzenwert nimmt mit zunehmendem Schäftungswinkel ab, weshalb sich die Extremwerte zu $S_{p,AlSi10Mg} = 141 \mu\text{m}$ und $S_{p,Ti6Al4V} = 180 \mu\text{m}$ jeweils bei $\alpha_{nom} = 80^\circ$ einstellen. In 0° -Orientierung, auf der Deckfläche der Geometrieprobe, betragen die maximalen Profilspitzenwerte lediglich $S_{p,AlSi10Mg} = 39 \mu\text{m}$ und $S_{p,Ti6Al4V} = 25 \mu\text{m}$.

Fazit. Bei identischer Nominalgeometrie weisen positive Pyramiden systematisch größere tatsächliche Grundkantenlängen auf als die negativen Pyramiden. Dieser Effekt kann auf prozessimmanente Eigenschaften des PBF-LB/M-Fertigungsverfahrens zurückgeführt werden. Bei der Erzeugung geometrischer Details werden die Bauteilkonturen durch kompakte Laserpfade mit geringer Vektorlänge abgebildet, was zu einem erhöhten lokalen Wärmeeintrag und einem Anstieg der Schmelzbadbreite führt. Der zur Kompensation der Schmelzbadbreite gewählte Laserspuraabstand zur Bauteilkontur wird den tatsächlichen Abmessungen des Schmelzbaus nicht gerecht. Infolgedessen fließt die Schmelze über die nominale Bauteilkontur hinaus, wodurch die Grundkantenlänge negativer Bauteilkonturen reduziert und diejenige positiver Bauteilkonturen vergrößert wird.

Aus dem identischen Grund fallen auch die tatsächlichen Aufbauhöhen der positiven Pyramiden bei gleicher Nominalgeometrie systematisch größer aus als die der negativen Pyramiden, wobei die absoluten Abweichungen der negativen Pyramiden deutlicher ausgeprägt sind. Im Bereich der Pyramidenspitze erreichen Laservektorlänge und Schmelzbadbreite eine ähnliche Größenordnung, wodurch die Ausprägung einer scharf definierten Bauteilkante erschwert wird. Bei negativen Pyramiden führt dies dazu, dass die Schmelze die nominalen Bauteilkonturen vollständig überdeckt und die resultierende Aufbauhöhe merklich reduziert wird. Bedingt durch die höhere Energiedichte bei der Verarbeitung des Titanwerkstoffs ist dieser Effekt bei negativen Ti6Al4V-Pyramiden stärker ausgeprägt. Bei positiven Pyramiden fließt die Schmelze über die nominale Kontur hinaus, sodass die Aufbauhöhe weiter ansteigt, die tatsächliche Bauteilkontur jedoch zylindrisch ausgeprägt wird. Dieser Effekt setzt sich fort, bis die Laserpfade zur Belichtung der Bauteilkonturen die minimale Laservektorlänge von 0,10 mm (AlSi10Mg) bzw. 0,12 mm (siehe **Tabelle 5-3**) unterschreiten.

Insgesamt ist ersichtlich, dass die Abweichungen zwischen Nominal- und Istgeometrie besonders deutlich bei der Fertigung von Pyramiden mit geringer nominaler Grundkantenlänge und hohem nominalen Schäftungswinkel ausgeprägt sind, da hier ein Großteil der Aufbauhöhe

durch Bauteilkonturen mit kompakten Laserpfaden und geringer Laservektorlänge beschrieben wird. Dementsprechend ist es nicht möglich, den nominalen Schäftungswinkel im Sinne reduzierter Klebstoffbeanspruchung beliebig zu vergrößern oder die nominale Grundkantenlänge zur Verringerung der Aufbauhöhe beliebig zu verkleinern. Um einen geeigneten Kompromiss zwischen diesen konkurrierenden Zielgrößen zu schließen, werden im Rahmen von Kapitel 5.2.2 aus den Istgeometrien ideale Pyramidenparameter zur Realisierung der 3D-Schäftung mittels PBF-LB/M abgeleitet.

Zudem sind durch die ungleiche Maßhaltigkeit positiver und negativer Pyramiden, die eingeschränkte Fertigungsauflösung und hohe Oberflächenrauigkeit Probleme mit der Passgenauigkeit zwischen positiven und negativen Fügeteilen zu erwarten. Um das klebtechnische Potenzial idealer Pyramidenparameter voll auszuschöpfen, bedarf es gezielter konstruktiver und fertigungstechnischer Anpassungen für eine verbesserte Passgenauigkeit der PBF-LB/M-Fügeteile (Kapitel 5.2.1).

5.2 Klebtechnische Optimierung von PBF-LB/M-Pyramiden

5.2.1 Maßnahmen für verbesserte Passgenauigkeit der Fügeteile

Die unterschiedliche Maßhaltigkeit der tatsächlichen Grundkantenlängen positiver und negativer Pyramiden ($a_{ist,-} < a_{nom} < a_{ist,+}$) sowie die eingeschränkte Fertigungsauflösung an den feingliedrigen Spitzen ($z_{ist,-} < z_{ist,+} < z_{nom}$) und die hohe Oberflächenrauigkeit der Pyramidenmantelflächen ($S_p > 50 \mu\text{m}$) schränken die Passgenauigkeit positiver zu negativer PBF-LB/M-Pyramiden im Rahmen der 3D-Schäftung ein. Wenn die Fügeteile nicht vollständig zusammengeführt werden können, reduziert sich die planparallele Überlappungsfläche der Pyramidenmantelflächen und damit auch die tatsächliche Klebfläche A_{Kleb} . Aufgrund der undefinierten Fügeteilausrichtung ergeben sich zusätzliche Nachteile bezüglich der Fügegenauigkeit.

Dementsprechend wurden aus den Abweichungen zwischen Ist- und Nominalgeometrie (siehe Kapitel 5.1.2) konstruktive und fertigungstechnische Maßnahmen zur Verbesserung der Passgenauigkeit abgeleitet. Diese werden in **Abbildung 5-4** den genannten Herausforderungen gegenübergestellt.

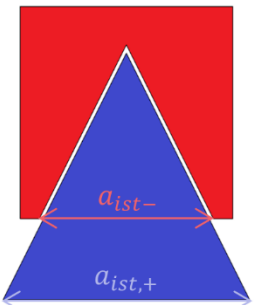
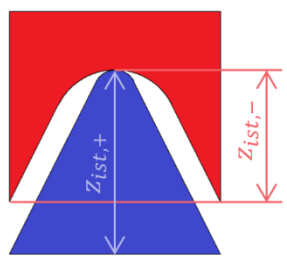
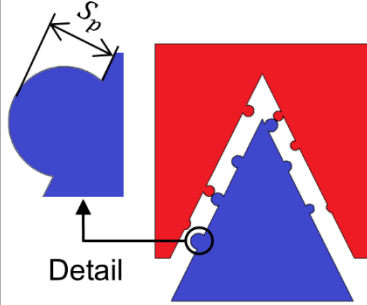
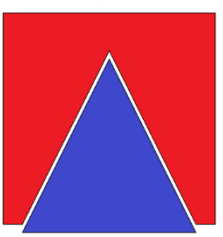
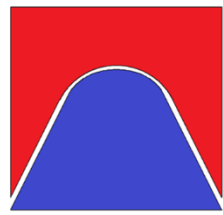
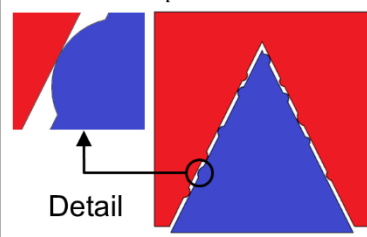
Herausforderung	<p>Maßhaltigkeit</p> $a_{ist,-} < a_{nom} < a_{ist,+}$ 	<p>Fertigungsauflösung</p> $z_{ist,-} < z_{ist,+} < z_{nom}$ 	<p>Oberflächenrauigkeit</p> $S_p > 50 \mu\text{m}$ 
Maßnahme	<p>Vorhaltung</p> $a_{nom,+} < a_{nom}$ $\Rightarrow a_{ist,+} \approx a_{ist,-}$ 	<p>Vorhaltung</p> $z_{nom,+} < z_{nom}$ $\Rightarrow z_{ist,+} \approx z_{ist,-}$ 	<p>Oberflächenglättung</p> $S_p \leq 50 \mu\text{m}$ $\Rightarrow S_p = h_{min}$ 

Abbildung 5-4 Herausforderungen bezüglich der Passgenauigkeit positiver zu negativer PBF-LB/M-Pyramiden sowie konstruktive und fertigungstechnische Verbesserungsmaßnahmen

Maßhaltigkeit. Da die tatsächliche Grundkantenlänge positiver Pyramiden $a_{ist,+}$ für alle untersuchten nominalen Grundkantenlängen a_{nom} die tatsächliche Grundkantenlänge negativer Pyramiden $a_{ist,-}$ unterschreitet, ist es nicht möglich, positive und negative Pyramiden vollständig zusammenzuführen (**Abbildung 5-4**, links). Dies führt zu einem Verlust an Klebfläche und zu Spaltbildung zwischen den Trennebenen der Fügeteile. Da die negativen Pyramiden im Rahmen der 3D-Schäftung kantenstößig in der Fügefläche der Fügeteile angeordnet werden, kann der Verlust an Klebfläche nicht durch eine Vergrößerung der nominalen Grundkantenlänge negativer Pyramiden kompensiert werden. Es ist jedoch möglich, der Spaltbildung entgegenzuwirken, indem die nominale Grundkantenlänge der positiven Pyramiden $a_{nom,+}$ gegenüber $a_{nom,-} = a_{nom}$ reduziert wird. Unter Berücksichtigung eines konstanten Schäftungswinkels verringert sich bei diesem Vorgehen auch die nominale Aufbauhöhe der positiven Pyramiden $z_{nom,+}$. Da die tatsächlichen Grundkantenlängen der positiven Pyramiden ebenfalls von den Nominalwerten abweichen, sind bei der Ermittlung von $a_{nom,+}$ im Sinne von $a_{ist,+} \approx a_{ist,-}$ entsprechend Gleichung (5-1) sowohl die relative Abweichung der negativen wie auch die der positiven Pyramiden zu berücksichtigen. Bei β_0 und β_1 handelt es sich um die Regressionskoeffizienten, die durch lineare Regressionsanalyse ($R^2 > 0,99$) der abhängigen Variable $a_{nom,+} \stackrel{\text{def}}{=} (a_{ist,-}/a_{ist,+})a_{nom}$ und der unabhängigen Variable $a_{nom} = a_{nom,-}$ entwickelt wurden.

$$a_{nom,+} \stackrel{\text{def}}{=} (a_{ist,-}/a_{ist,+})a_{nom} \approx \beta_0 + \beta_1 a_{nom} \quad (5-1)$$

AlSi10Mg: $\beta_0 = -0,15$ mm und $\beta_1 = 0,97$ für $1,0 \text{ mm} \leq a_{nom} \leq 3,0 \text{ mm}$

Ti6Al4V: $\beta_0 = -0,13$ mm und $\beta_1 = 1,01$ für $1,5 \text{ mm} \leq a_{nom} \leq 2,5 \text{ mm}$

Zur Bestimmung der AlSi10Mg-Koeffizienten wurde die Istgeometrie der PBF-LB/AlSi10Mg-Rechteckproben mit $\alpha_{nom} = 60^\circ$ ausgewertet. Den Ti6Al4V-Koeffizienten liegt die Istgeometrie von Pyramiden der Ti6Al4V-Rundprobe mit $\alpha_{nom} = 87^\circ$ zugrunde. Da der Schäftungswinkel kaum Einfluss auf die relativen Abweichungen der tatsächlichen Grundkantenlängen zeigt, sind die ermittelten Regressionskoeffizienten bei hinreichender Genauigkeit auf beliebige Schäftungswinkel übertragbar. Somit kann durch Vorhaltung der nominalen Grundkantenlänge positiver Pyramiden $a_{nom,+}$ entsprechend Gleichung (5-1) gewährleistet werden, dass die Grundkantenlängen positiver und negativer Pyramiden näherungsweise identisch sind ($a_{ist,+} \approx a_{ist,-}$). Alternativ kann dieses Ziel auch durch eine dynamische Anpassung des Laserspurabstands zur Bauteilkontur erreicht werden. Dabei sind sowohl die absolute Laservektorlänge als auch die Art der Bauteilkontur (positiv oder negativ) und der verwendete Werkstoff als Einflussgrößen zu berücksichtigen.

Fertigungsauflösung. Die tatsächliche Aufbauhöhe negativer Pyramiden $z_{ist,-}$ unterschreitet die tatsächliche Aufbauhöhe positiver Pyramiden $z_{ist,+}$. Auch dies führt zur Spaltbildung zwischen den Trennebenen der Fügeteile sowie einer Überdimensionierung der Klebfugenhöhe. Aufgrund der reduzierten Fertigungsauflösung bei der Herstellung negativer Bauteilkonturen ist es im Sinne idealer Passgenauigkeit ($z_{ist,+} \approx z_{ist,-}$) erforderlich, die nominale Aufbauhöhe der positiven Pyramiden $z_{nom,+}$ gegenüber $z_{nom,-} = z_{nom}$ zu reduzieren (**Abbildung 5-4**, mittig). Zur Realisierung eines konstanten Schäftungswinkels beschreibt $z_{nom,+}$ die Aufbauhöhe eines entsprechenden Pyramidenstumpfes. Da für diesen lediglich vernachlässigbar geringe Abweichungen zwischen tatsächlicher und nomineller Aufbauhöhe zu erwarten sind, werden bei der Ermittlung der idealen nominalen Aufbauhöhe $z_{nom,+}$ im Sinne $z_{ist,+} \approx z_{ist,-}$ nach Gleichung (5-2) ausschließlich die relativen Abweichungen der negativen Pyramiden berücksichtigt.

$$z_{nom,+} \stackrel{\text{def}}{=} z_{ist,-} \approx \beta_0 + \beta_1 a_{nom} \quad (5-2)$$

β_0 und β_1 für $1,5 \text{ mm} \leq a_{nom} \leq 2,5 \text{ mm}$ nach **Tabelle 5-4**

Tabelle 5-4 Regressionskoeffizienten β_0 und β_1 zur Ermittlung der idealen nominalen Aufbauhöhe $z_{nom,+}$ nach Gleichung (5-2) für PBF-LB/AlSi10Mg- und Ti6Al4V-Pyramiden mit nominalen Schäftungswinkeln α_{nom}

Werkstoff	α_{nom} in °	β_0 in mm	β_1 in –
AlSi10Mg	80	–0,57	1,60
AlSi10Mg	85	–1,38	3,20
AlSi10Mg	87	–1,54	4,41
Ti6Al4V	80	–0,30	1,48
Ti6Al4V	85	0,12	2,40
Ti6Al4V	87	0,09	2,69

Bei β_0 und β_1 handelt es sich um die Regressionskoeffizienten, die durch lineare Regressionsanalyse ($R^2 > 0,99$) der abhängigen Variable $z_{nom,+} \stackrel{\text{def}}{=} z_{ist,-}$ und der unabhängigen Variable a_{nom} entwickelt wurden. Da der Schäftungswinkel maßgeblichen Einfluss auf die relative Abweichung der tatsächlichen Aufbauhöhe ausübt, wurden für jeden untersuchten Schäftungswinkel individuelle Koeffizienten bestimmt. Somit kann durch Vorhaltung der nominalen Aufbauhöhe positiver Pyramiden $z_{nom,+}$ entsprechend Gleichung (5-2) gewährleistet werden, dass die tatsächlichen Aufbauhöhen positiver und negativer Pyramiden näherungsweise identisch sind ($z_{ist,+} \approx z_{ist,-}$).

Oberflächenrauigkeit. Weisen die positiven und negativen Pyramiden identische Grundkantenlängen ($a_{ist,+} \approx a_{ist,-}$), Schäftungswinkel ($\alpha_{ist,+} \approx \alpha_{ist,-}$) und Aufbauhöhen ($z_{ist,+} \approx z_{ist,-}$) auf, bestimmt der maximale Profilspitzenwert S_p der Pyramidenmantelflächen die minimale Klebfugenhöhe zwischen den Füge­teilen. Da durch eine Vielzahl an Strukturklebstoffen ideale Festigkeiten für Klebfugenhöhen $\geq 0,05$ mm erzielt werden (siehe Kapitel 2.1.5), sollte der maximale Profilspitzenwert der Pyramidenmantelflächen die Bedingung $S_p \leq 50 \mu\text{m}$ erfüllen. Da die Mantelflächen der Pyramiden dieser Bedingung unter Verwendung der in **Tabelle 5-3** aufgeführten Prozessparameter nicht nachkommen, müssen zusätzliche Maßnahmen zur Oberflächenglättung ergriffen werden. Bei diesen kann es sich um eine gezielte Anpassung der konturspezifischen Prozessparameter handeln (siehe Kapitel 2.2.1). Alternativ können im Rahmen der Baujobnachbereitung mechanische Nachbearbeitungsverfahren zur Oberflächenglättung angeschlossen werden (siehe Kapitel 2.2.6). Dabei stellen die geringen Abmessungen der Hohlräume zwischen den positiven und innerhalb der negativen Pyramiden eine besondere Herausforderung dar, da die Werkzeugzugänglichkeit stark eingeschränkt ist und Schleifkörper kaum Relativbewegung zur Werkstückoberfläche aufbringen können. Eine Möglichkeit zur bedarfsgerechten Oberflächenglättung der Pyramidenmantelflächen stellt das Abrasivstrahlen mit Glasperlen dar.

Neben der weitreichenden Verfügbarkeit sprechen insbesondere die variable Abrasivität und der geringe Körnungsgrad des Strahlguts für die Eignung des Verfahrens. Durch Abrasivstrahlen der AlSi10Mg- und Ti6Al4V-Rundproben mit Glasgranulat (Korngröße 200 bis 300 μm) bei einem Arbeitsdruck von 4,5 bar konnte die Bedingung $S_p < 50 \mu\text{m}$ für alle untersuchten Schäftungswinkel erfüllt werden. Die maximalen Profilspitzenwerte der Pyramidenmantelflächen nach dem Strahlprozess ergeben sich bei $\alpha_{nom} = 80^\circ$ zu $S_{p,AlSi10Mg} = 35 \mu\text{m}$ und $S_{p,Ti6Al4V} = 48 \mu\text{m}$.

Fazit. Die eingeschränkte Passgenauigkeit positiver zu negativer Füge­teile führt zu einer reduzierten Fügegenauigkeit aufgrund von Spaltbildung zwischen den Füge­teilen sowie eingeschränkter Verbindungsfestigkeit durch den Verlust an Klebfläche und die Überdimensionierung der Klebfugenhöhe. Für eine verbesserte Passgenauigkeit sollten die nominale Grundkantenlänge und Aufbauhöhe der positiven Pyramiden nach Gleichung (5-1) und (5-2) vorgehalten und der maximale Profilspitzenwert der Pyramidenmantelflächen durch Abrasivstrahlen mit Glasperlen zu $S_p < 50 \mu\text{m}$ reduziert werden.

Ein zusätzlicher Effekt der begrenzten Fertigungsauf­lösung tritt erst bei der Realisierung mehrerer benachbarter Pyramiden auf und kann daher nicht mittels der geometrischen Vermessung von Einzelpyramiden identifiziert werden. Die kantenstößige Anordnung der negativen Pyramiden führt nahe der Trennebene zu einer kritischen Verringerung der Wandstärke. Wenn die Wandstärke zwischen den negativen Pyramiden die minimale Laservektorlänge (siehe **Tabelle 5-3**) unterschreitet, werden die entsprechenden Bauteilkonturen in der Laserpfaderzeugung vernachlässigt. Zudem steigen mit abnehmender Wandstärke die Energiedichte und daher auch die Schmelzbadbreite deutlich an. Beide Effekte führen zu einer zusätzlichen Verringerung der tatsächlichen Aufbauhöhe und der Grundkantenlänge negativer Pyramiden. Um diesen Effekten im Sinne der Passgenauigkeit entgegenzuwirken, sollte bei der Anordnung der Pyramiden in den Trennflächen der Füge­teile ein Mindestabstand zwischen den einzelnen Pyramiden berücksichtigt werden, der einem Vielfachen der Schmelzbadbreite entspricht [89]. Unter Berücksichtigung des Laserspura­b­stands nach **Tabelle 5-3** wurde dieser Mindestabstand im Rahmen der vorliegenden Studie bei der Verarbeitung von AlSi10Mg zu 240 μm und bei Ti6Al4V zu 300 μm gewählt.

5.2.2 Leistungsindikator zur Ermittlung idealer Pyramidenparameter

Wie die geometrische Charakterisierung der PBF-LB/M-Pyramiden in Kapitel 5.1 gezeigt hat, ist es aufgrund der begrenzten Fertigungsauf­lösung nicht möglich, den nominalen Schäftungswinkel im Sinne einer reduzierten Klebstoffbeanspruchung beliebig zu erhöhen oder

die nominale Grundkantenlänge im Sinne geringer Aufbauhöhe beliebig zu reduzieren. Daher werden im Folgenden Pyramidenparameter identifiziert, die einen optimalen Kompromiss zwischen Klebstoffbeanspruchung (Verbindungsfestigkeit) und Aufbauhöhe (Gestaltungsfreiheit im Rahmen der Hybridfertigung) darstellen. Zu diesem Zweck wird die klebtechnische Leistungsfähigkeit der Pyramidenistgeometrien anhand eines Leistungsindikators LI bewertet, der für eine minimale Klebstoffnormalbeanspruchung σ_α und minimale nominale Aufbauhöhe $z_{nom} = z_{nom,-}$ maximal wird (Gleichung (5-3)).

$$LI = (z_{nom}\sigma_\alpha)^{-1} \quad (5-3)$$

In geschäfteten Klebeverbindungen wird die Klebstoffnormalbeanspruchung durch den Anteil der Betriebslast F beschrieben, der orthogonal zur Fügefläche wirkt. Sie ergibt sich in Abhängigkeit des nominalen Schäftungswinkels α_{nom} und der tatsächlichen Klebfläche A_{Kleb} gemäß Gleichung (5-4).

$$\sigma_\alpha = F \cos^2(\alpha_{nom})/A_{Kleb} \quad (5-4)$$

Durch die konstruktiven Maßnahmen zu Verbesserung der Passgenauigkeit positiver zu negativer Fügeile wurden die nominalen Abmessungen der positiven Pyramiden vorgehalten, um die Istgeometrie an die der entsprechenden negativen Pyramiden anzugleichen. Daher wird die tatsächliche Klebfläche A_{Kleb} maßgeblich durch den Flächeninhalt der negativen Pyramidenmantelflächen bestimmt. Der tatsächliche Flächeninhalt der drei Seitenflächen einer einzelnen negativen Pyramide berechnet sich nach Gleichung (5-5) aus der tatsächlichen Grundkantenlänge $a_{ist,-}$ sowie der tatsächliche Aufbauhöhe $z_{ist,-}$.

$$A_{Ink,-} = \frac{3}{2} a_{ist,-} \sqrt{\frac{a_{ist,-}^2}{3} + z_{ist,-}^2} \quad (5-5)$$

Zur Einstellung einer definierten Klebfugenhöhe dürfen positive und negative Pyramiden mit idealer Passgenauigkeit nicht vollständig zusammengeführt werden. Der longitudinale Fügeileabstand z_V , der zur Realisierung der nominalen Klebfugenhöhe h_{nom} erforderlich ist, ergibt sich gemäß Gleichung (5-6) in Abhängigkeit des nominalen Schäftungswinkels α_{nom} .

$$z_V = h_{nom} / \cos \alpha_{nom} \quad (5-6)$$

Da sich der Anteil plan-paralleler Überlappungsfläche zwischen positiven und negativen Pyramidenmantelflächen in Abhängigkeit des longitudinalen Fügeileabstands reduziert, muss die resultierende Verlustfläche A_V bei der Berechnung der tatsächlichen Klebfläche A_{Kleb} berücksichtigt werden. Bei A_V handelt es sich um den Flächeninhalt der drei Seitenflächen eines

Pyramidenstumpfes mit der Höhe z_V , der entsprechend Gleichung (5-7) aus der tatsächlichen Grundkantenlänge $a_{ist,-}$ und Aufbauhöhe $z_{ist,-}$ sowie dem nominalen Schäftungswinkel α_{nom} berechnet werden kann.

$$A_V = \frac{3}{2a_{ist,-}} \left(\frac{6(z_{ist,-} - z_V)}{\sqrt{3} \tan(\alpha_{nom})} + a_{ist,-} \right) \left(a_{ist,-} - \frac{6(z_{ist,-} - z_V)}{\sqrt{3} \tan(\alpha_{nom})} \right) \sqrt{\frac{a_{ist,-}^2}{12} + z_{ist,-}^2} \quad (5-7)$$

Somit ergibt sich die tatsächliche Klebfläche A_{Kleb} der 3D-geschäfteten Klebeverbindung entsprechend Gleichung (5-8) durch Multiplikation der klebtechnisch effektiven Pyramidenmantelfläche einer einzelnen Pyramide ($A_{Ink,-} - A_V$) mit der Gesamtanzahl an Pyramiden n_{Ges} , die bei kantenstößiger Anordnung auf den Fügeflächen der Fügeiteile platziert werden können.

$$A_{Kleb} = n_{Ges} (A_{Ink,-} - A_V) = \frac{A_{Trenn}}{A_{Grund}} (A_{S,-} - A_V) \quad (5-8)$$

Hierbei beschreibt A_{Trenn} den Flächeninhalt der Fügeflächen in der Trennebene der Fügeiteile (Trennfläche, Kapitel 2.1.5) und A_{Grund} den Flächeninhalt der nominalen Pyramidenrundfläche einer Einzelpyramide (Gleichung (5-9)).

$$A_{Grund} = \frac{\sqrt{3}}{4} a_{nom}^2 \quad (5-9)$$

Abbildung 5-5 stellt den Verlauf des Leistungsindikators LI für Pyramiden der Rechteck- und Rundproben als Funktion der nominalen Grundkantenlänge a_{nom} für unterschiedliche nominale Klebfugenhöhen h_{nom} bei einer exemplarischen Betriebslast von $F = 100$ N und einer Trennfläche $A_{Trenn} = 78,5$ mm² (siehe **Abbildung 5-1**, Kreisfläche mit Radius 5 mm) gegenüber.

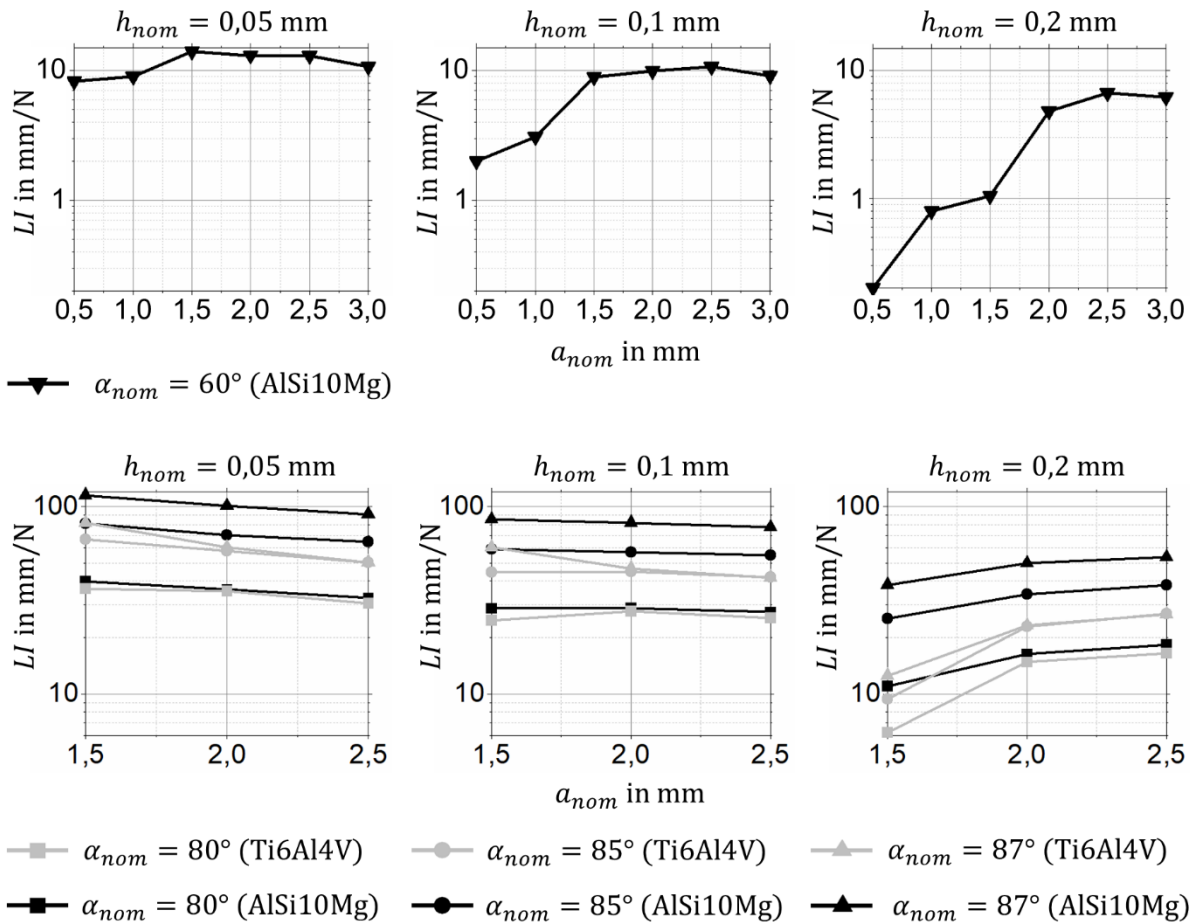


Abbildung 5-5 Leistungsindikator LI zur Charakterisierung der klebtechnischen Leistungsfähigkeit von PBF-LB/M-Pyramiden aus AlSi10Mg und Ti6Al4V für unterschiedliche nominale Grundkantenlängen a_{nom} , Schäftungswinkel α_{nom} und Klebfugenhöhen h_{nom}

Rechteckprobe. Die Leistungsindikatoren für AlSi10Mg-Pyramiden der Rechteckprobe (**Abbildung 5-5**, oben) nehmen entsprechend der Klebfugenhöhe h_{nom} Maximalwerte von LI_{max} bei einer idealen nominellen Grundkantenlänge $a_{nom,ideal}$ nach **Tabelle 5-5** an. Aus den Werten geht hervor, dass die klebtechnische Leistungsfähigkeit mit ansteigender Klebfugenhöhe durch den vergrößerten longitudinalen Fügeteilabstand z_V und die damit einhergehende Verringerung der klebtechnisch effektiven Überlappungsfläche zwischen positiven und negativen Pyramidenmantelflächen (größere Verlustfläche A_V) stark abnimmt.

Tabelle 5-5 Maximalwerte der Leistungsindikatoren LI_{max} für Pyramiden der PBF-LB/AlSi10Mg-Rechteckprobe bei unterschiedlichen nominalen Klebfugenhöhen h_{nom} mit entsprechenden Pyramidenparametern

h_{nom} in mm	α_{nom} in °	$a_{nom,ideal}$ in mm	LI_{max} in mm/N
0,05	60	1,5	14
0,10	60	2,5	11
0,20	60	2,5	7

Zudem zeigt sich, dass die ideale nominale Grundkantenlänge $a_{nom,ideal}$ für größere Klebfugenhöhen ansteigt. Die klebtechnische Leistungsfähigkeit nimmt für $a_{nom} < a_{nom,ideal}$ zügig ab, da sich aufgrund der unzureichenden Fertigungsauflösung eine deutlich reduzierte negative Pyramidenmantelfläche $A_{Ink,-}$ ergibt. Für nominale Grundkantenlängen $a_{nom} > a_{nom,ideal}$ stellt sich dahingegen lediglich ein mäßiger Abfall der Leistungsfähigkeit durch die größere nominale Aufbauhöhe z_{nom} ein.

Rundprobe. Diese Tendenzen werden durch die Leistungsindikatoren für Pyramiden der Rundproben (**Abbildung 5-5**, unten) bestätigt. **Tabelle 5-6** gibt die maximalen Leistungsindikatoren für die entsprechenden AlSi10Mg-Pyramiden wieder.

Tabelle 5-6 Maximalwerte der Leistungsindikatoren LI_{max} für Pyramiden der PBF-LB/AlSi10Mg-Rundprobe bei unterschiedlichen nominalen Klebfugenhöhen mit entsprechenden Pyramidenparametern

h_{nom} in mm	α_{nom} in °	$a_{nom,ideal}$ in mm	LI_{max} in mm/N
0,05	80	1,5	40
0,10		1,5	29
0,20		2,5	18
0,05	85	1,5	81
0,10		1,5	59
0,20		2,5	38
0,05	87	1,5	115
0,10		1,5	85
0,20		2,5	54

Durch arithmetisch Mittelung der maximalen Leistungsindikatoren über alle betrachteten Klebfugenhöhen zeigt sich, dass die Leistungsfähigkeit von AlSi10Mg-Pyramiden mit $\alpha_{nom} = 85^\circ$ etwa doppelt so hoch ist wie bei $\alpha_{nom} = 80^\circ$. Wird der nominale Schäftungswinkel auf $\alpha_{nom} = 87^\circ$ erhöht, steigt die durchschnittliche Leistungsfähigkeit erneut um Faktor zwei. Dadurch wird deutlich, dass die klebtechnische Leistungsfähigkeit der AlSi10Mg-Pyramiden mit anwachsendem Schäftungswinkel progressiv zunimmt. Demgegenüber weisen die maximalen Leistungsindikatoren für Ti6Al4V-Pyramiden der Rundprobe in **Tabelle 5-7** eine abweichende Leistungscharakteristik auf.

Tabelle 5-7 Maximalwerte der Leistungsindikatoren LI_{max} für Pyramiden der PBF-LB/Ti6Al4V-Rundprobe bei unterschiedlichen nominalen Klebfugenhöhen mit entsprechenden Pyramidenparametern

h_{nom} in mm	α_{nom} in °	$a_{nom,ideal}$ in mm	LI_{max} in mm/N
0,05	80	1,5	37
0,10		2,0	28
0,20		2,5	17
0,05	85	1,5	67
0,10		2,0	45
0,20		2,5	27
0,05	87	1,5	82
0,10		2,0	47
0,20		2,5	27

Es zeigt sich, dass der Zuwachs an klebtechnischer Leistungsfähigkeit der Ti6Al4V-Pyramiden für nominale Schäftungswinkel $\alpha_{nom} \geq 85^\circ$ und Klebfugenhöhe $h_{nom} \geq 0,1$ mm stagniert. Die Hauptursache hierfür stellt die höhere Energiedichte und dementsprechend reduzierte Fertigungsauflösung bei der Verarbeitung des Titanwerkstoffs dar. Für hohe Schäftungswinkel wird ein großer Anteil der Pyramidenaufbauhöhe durch Bauteilkonturen mit kompakten Laserpfaden beschrieben. Da die Schmelze die feinen Bauteilkonturen vollständig überdeckt, ergibt sich eine erhebliche Differenz zwischen der tatsächliche Aufbauhöhe $z_{ist,-}$ und der nominalen Aufbauhöhe $z_{nom,-} = z_{nom}$. Da hierdurch auch der Flächeninhalt der negativen Pyramidenmantelflächen $A_{Ink,-}$ reduziert wird, steigt die Klebstoffbeanspruchung.

Dementsprechend bleibt die Leistungsfähigkeit der Ti6Al4V-Pyramiden bei $\alpha_{nom} = 85^\circ$ um durchschnittlich 23 % und bei $\alpha_{nom} = 87^\circ$ um durchschnittlich 41 % hinter der Leistungsfähigkeit der AlSi10Mg-Pyramiden zurück. Bei einem nominalen Schäftungswinkel von $\alpha_{nom} = 80^\circ$ weisen die AlSi10Mg- und Ti6Al4V-Pyramiden eine näherungsweise identische Leistungsfähigkeit auf. Die ideale nominale Grundkantenlänge $a_{nom,ideal}$ der Ti6Al4V-Pyramiden fällt dabei tendenziell etwas größer aus als die der AlSi10g-Pyramiden.

Fazit. Bezüglich der Wahl idealer Pyramidenparameter lässt sich somit festhalten, dass die Leistungsfähigkeit der AlSi10Mg- und Ti6Al4V-Pyramiden für hohe nominale Schäftungswinkel ($\alpha_{nom} \geq 85^\circ$) maximal wird. Während bei einer nominalen Klebfugenhöhe von $h_{nom} = 0,05$ mm auf alle untersuchten Pyramiden eine ideale nominale Grundkantenlänge von $a_{nom,ideal} = 1,5$ mm zutrifft, steigt dieser Wert bei $h_{nom} = 0,2$ mm auf bis zu $a_{nom,ideal} = 2,5$ mm an. Da die Leistungsminderung für eine Unterdimensionierung der nominalen Grundkantenlänge deutlicher ausgeprägt ist, sollte diese tendenziell größer gewählt werden.

5.3 Experimentelle Charakterisierung der Verbindungsfestigkeit

Um den Einfluss der Fügeflächentopografie auf die Verbindungsfestigkeit zu quantifizieren, wurden aufbauend auf den bisherigen Ergebnissen statische Kopfzugversuche an stumpf verklebten sowie 1D- und 3D-geschäfteten PBF-LB/AlSi10Mg- und PBF-LB/Ti6Al4V-Zylindern durchgeführt. In Kapitel 5.3.1 werden die Probengeometrie und -fertigung sowie die verwendeten Prüfparameter beschrieben. Die Ergebnisse der Zugversuche werden in Kapitel 5.3.2 aufbereitet und diskutiert.

5.3.1 Materialien und Methoden

Probengeometrie. Die statischen Kopfzugversuche wurden in Anlehnung an DIN EN 15870:2009-08 [40] durchgeführt. Bei den Fügeteilen handelt es sich entweder um zwei PBF-LB/AlSi10Mg- oder zwei PBF-LB/Ti6Al4V-Zylinder mit einem nominalen Außendurchmesser von $D_{nom} = 10$ mm, die an ihren Stoßflächen mit einem zähmodifizierten 2K-Strukturklebstoff auf Epoxidharzbasis (Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland) stumpf verklebt werden. Die Topografie der kreisförmigen Stoßflächen wird dabei stumpf ($\alpha_{nom} = 0^\circ$) sowie 1D-geschäftet ($\alpha_{nom} = 70^\circ/75^\circ$) und 3D-geschäftet ($\alpha_{nom} = 75^\circ/80^\circ/85^\circ$) ausgeführt. Bei den 3D-geschäfteten Verbindungen wird zwischen einer Standardkonfiguration (SK) und einer fertigungsoptimierten Konfiguration (FOK) unterschieden. In SK wurden die Pyramiden kantenstößig auf den Stoßflächen der Zylinder angeordnet, wobei positive und negative Pyramiden eine identische nominale Grundkantenlänge von $a_{nom} = a_{nom,+} = a_{nom,-} = 1,5$ mm sowie Aufbauhöhe $h_{nom} = h_{nom,+} = h_{nom,-} = f(a_{nom}, \alpha_{nom})$ aufweisen. In FOK wurden die konstruktiven Maßnahmen zur Verbesserung der Passgenauigkeit nach Kapitel 5.2.1 umgesetzt. Dementsprechend handelt es sich bei dem Schäftungselement des positiven Fügeparts um einen Pyramidenstumpf mit reduzierter nominaler Grundkantenlänge von $a_{nom,+} = 1,30$ mm nach Gleichung (5-1) und reduzierter nominaler Aufbauhöhe $z_{nom,+} = f(a_{nom}, \alpha_{nom})$ nach Gleichung (5-2). Bei der Schäftungsgeometrie des negativen Fügeparts handelt es sich wie in SK um eine dreiseitige Pyramide mit $a_{nom,-} = a_{nom} = 1,5$ mm und $z_{nom,-} = z_{nom} = f(a_{nom}, \alpha_{nom})$. Um einer kritischen Verringerung der Wandstärke zwischen benachbarten negativen Pyramiden nahe der Trennebene entgegenzuwirken, wurde in der kantenstößigen Anordnung der Pyramiden auf den Stoßflächen der Zylinder ein Mindestabstand von 0,24 mm zwischen den Grundkanten der Pyramiden berücksichtigt. Zudem wurden unvollständige Pyramiden an der Zylinderkontur verworfen und der nominale Durchmesser des Zylinders auf $D_{nom} = 8,1$ mm reduziert. In **Abbildung 5-6** sind die unterschiedlichen Fügepartkonfigurationen gegenübergestellt.

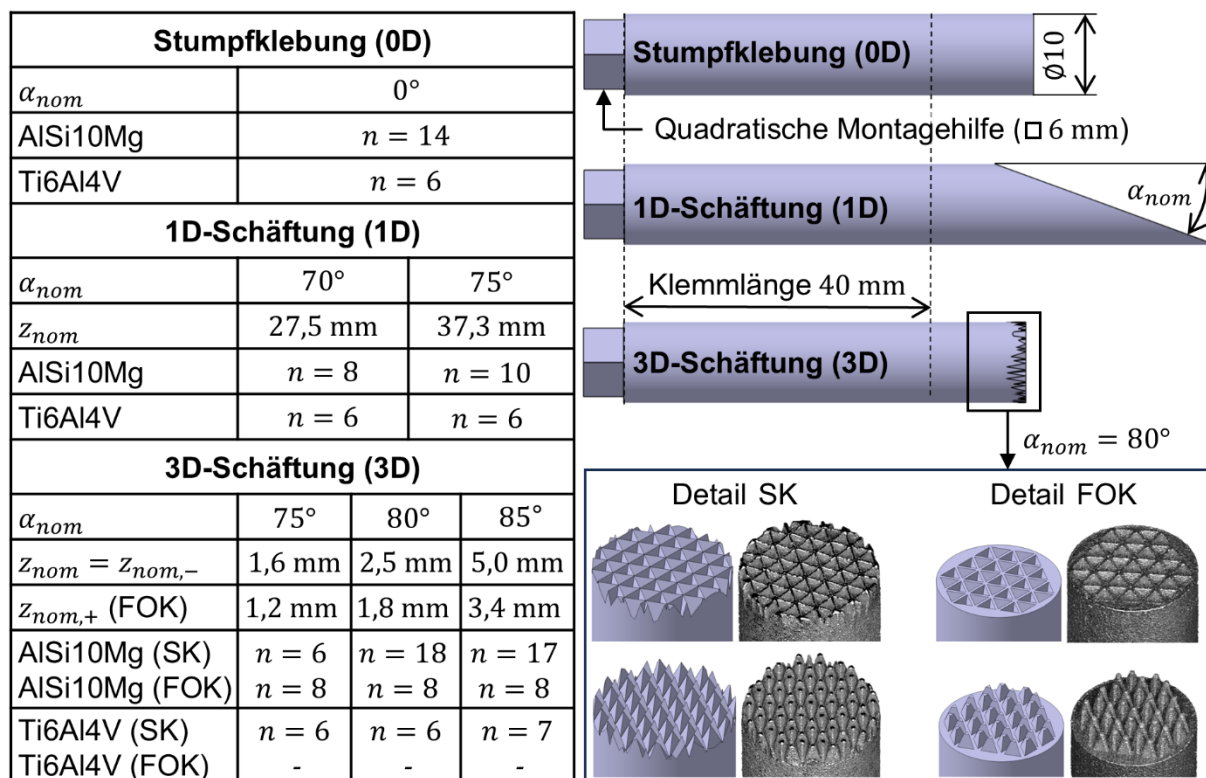


Abbildung 5-6 Nominale Abmessungen und geometrische Merkmale unterschiedlicher Fügeiteilkonfigurationen sowie Anzahl geklebter Zugproben n zur Durchführung von statischen Kopfzugversuchen

Probenfertigung. Die PBF-LB/AlSi10Mg- sowie PBF-LB/Ti6Al4V-Fügeiteile wurden unter Verwendung der in Kapitel 5.1.1 beschriebenen Fertigungsanlagen und Prozessparameter aufrechtstehend (quadratische Montagehilfe mit \square 6 mm bündig zur Bauplatte) gedruckt und verbleibende Stützstrukturen (neben der quadratischen Montagehilfe) mechanisch entfernt. Anschließend wurden die Fügeiteile in FOK mit Edelmetall (F200) gestrahlt und zusammen mit den Fügeiteilen in SK in einem Ultraschallbad mit Isopropanol gereinigt. Abschließend wurden alle Fügeiteile mit entmineralisiertem Wasser gespült.

Zur konzentrischen, azimutalen und longitudinalen Ausrichtung der Fügeiteile im Rahmen des Klebprozesses wurde eine spezielle Fügevorrichtung gefertigt. Diese besteht aus einem 90°-Prisma, in das die Fügeiteile auf ihren Mantelflächen eingelegt werden. An den Stoßflächen des Prismas sind Lagerböcke angebunden, in welche die quadratischen Montagehilfen der Fügeiteile eingeführt werden. Über die Lagerböcke wird ein Formschluss zwischen dem Prisma und den Fügeiteilen realisiert, der die konzentrische Ausrichtung der Fügeiteile gewährleistet. Während einer der Lagerblöcke starr mit dem 90°-Prisma verbunden ist, kann der zweite mittels einer Messschraube verschoben werden, um die longitudinale Ausrichtung der Fügeiteile zu definieren. Die Fügeiteile werden hierbei zunächst auf Kontakt zusammengeführt und die Messschraube referenziert. Anschließend werden die Fügeiteile voneinander gelöst und aus dem

Prisma entfernt, um den Klebstoff auf die Fügeflächen beider Fügeteile mit einem Spatel vorauszutragen. In diesem Zustand werden die Fügeteile erneut in Prisma und Lagerböcke eingesetzt und mittels der Messschraube ein longitudinaler Fügeteilabstand z_V nach Gleichung (5-6) für eine nominale Klebfugenhöhe von $h_{nom} = 0,05$ mm eingestellt. Überschüssiger Klebstoff wurde unmittelbar nach dem Zusammenführen der Fügeteile manuell von den Zylindermantelflächen entfernt. Zur Aushärtung der ausgerichteten Zugproben wurde die Fügevorrichtung eine Stunde lang bei 60 °C ausgelagert und abschließend zwei Tage auf Normklima (23 °C/50 %) [146] konditioniert.

Die tatsächliche Klebfugenhöhe der 3D-geschäfteten Klebeverbindung in FOK ergibt sich als Summe des maximalen Profilspitzenwerts nach dem Abrasivstrahlen $S_{p,AlSi10Mg} = 35$ µm (Kapitel 5.2.1) und der nominalen Klebfugenhöhe $h_{nom} = 50$ µm zu $h = 0,085$ mm. In SK ergibt sich aufgrund der unzureichenden Passgenauigkeit positiver und negativer Pyramiden eine deutlich größere tatsächliche Klebfugenhöhe. Diese kann auf Grundlage des maximalen Profilspitzenwerts vor dem Abrasivstrahlen von $S_{p,AlSi10Mg} = 141$ µm sowie dem Verhältnis der tatsächlichen Aufbauhöhen negativer zu positiver Pyramiden ($\approx 2/3$) unter Berücksichtigung von Gleichung (5-6) zu $h = z_{nom} \cos \alpha_{nom} / 3 + S_{p,AlSi10Mg} = 0,28$ mm angenommen werden.

Versuchsdurchführung. Die statischen Kopfzugversuche wurden auf einer servohydraulischen Zugprüfmaschine (8801, Instron, Darmstadt, Deutschland) mit einem 50-kN-Kraftaufnehmer (MTM 1433, Instron, Darmstadt, Deutschland) durchgeführt. Die Zugproben wurden dabei mit prismatischen Keilspannklemmen über eine Klemmlänge von 40 mm konzentrisch zur Belastungsrichtung der Prüfmaschine fixiert. Um die Klebung innerhalb einer Prüfzeit von (60 ± 20) s zu zerstören, wurde die Zugkraft mit einer konstanten Prüfgeschwindigkeit von 0,018 mm/min kontinuierlich gesteigert. Der Zugversuch gilt als beendet, wenn das Kraftsignal (Messfrequenz 50 Hz) auf 60 % des maximalen Kraftmesswertes F_{max} abgefallen ist. Zur Auswertung der Kopfzugfestigkeit σ_{max} wird F_{max} auf die Zylinderquerschnittsfläche A_{Trenn} bezogen, die sich entsprechend Gleichung (5-10) aus dem nominalen Durchmesser der Zylinder berechnet.

$$\sigma_{max} = F_{max}/A_{Trenn} = F_{max}/\left(\frac{D_{nom}^2 \pi}{4}\right) \quad (5-10)$$

Der nominale Durchmesser der 3D-geschäfteten Zylinder in FOK beträgt $D_{nom} = 8,1$ mm, während für alle weiteren Fügeteilkonfigurationen $D_{nom} = 10,0$ mm gilt.

5.3.2 Ergebnisse und Diskussion

Abbildung 5-7 stellt die Kopfzugfestigkeit σ_{max} von verklebten PBF-LB/AlSi10Mg- und PBF-LB/Ti6Al4V-Zylindern mit 1D-geschäfteten ($\alpha_{nom} = 70^\circ/75^\circ$), 3D-geschäfteten ($\alpha_{nom} = 75^\circ/80^\circ/85^\circ$) und stumpfen ($\alpha_{nom} = 0^\circ$) Fügeflächentopografien gegenüber. Bei den 3D-geschäfteten Klebeverbindungen handelt es sich um die in Kapitel 5.3.1 beschriebene SK, in der positive und negative Pyramiden identische Nominalmaße aufweisen. Den Datenpunkten jeder Spalte wird eine gaußsche Normalverteilung zugrunde gelegt.

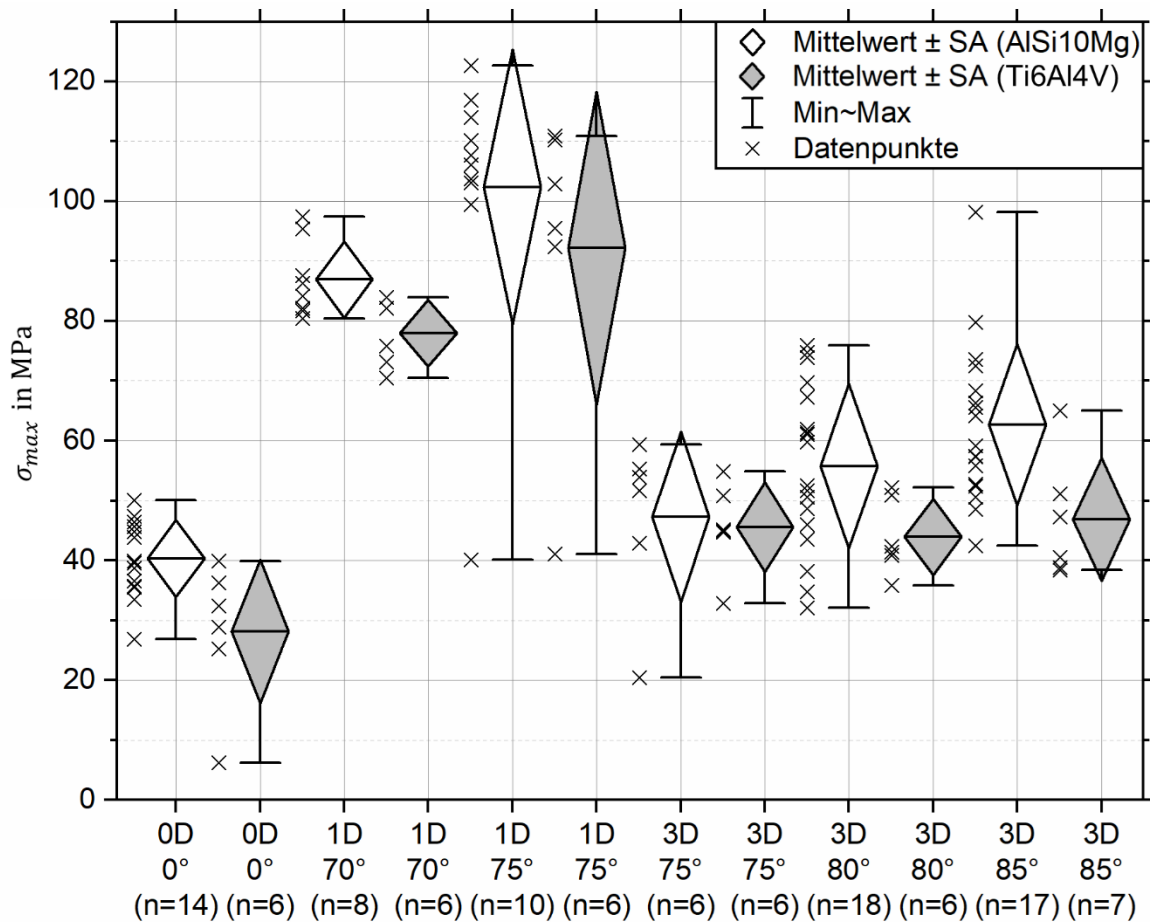


Abbildung 5-7 Kopfzugfestigkeit σ_{max} von Verklebungen mit unterschiedlichen Fügeflächentopografien (0D/1D/3D mit $\alpha_{nom} = 0^\circ/70^\circ/75^\circ/80^\circ/85^\circ$) und Fügepartiewerkstoffen (AlSi10Mg/Ti6Al4V)

Fügepartiewerkstoff. Beim Vergleich der Stumpfklebungen (0D) mit Fügepartien aus AlSi10Mg und Ti6Al4V (Spalte 1 und 2) kann festgestellt werden, dass die Kopfzugfestigkeit der Titan-Fügepartien um 43 % hinter der Kopfzugfestigkeit der Aluminium-Fügepartien zurückbleibt. Ein analoger Vergleich 1D-geschäfteter Klebeverbindungen mit Fügepartien aus AlSi10Mg und Ti6Al4V (Spalten 3 bis 6) bestätigt diesen Trend, wobei der Festigkeitsunterschied hier lediglich 11 % beträgt. Bei 3D-geschäfteten Klebeverbindungen mit einem Schäftungswinkel von $\alpha_{nom} = 75^\circ$ kann kaum noch ein Einfluss des Fügepartiewerkstoffs auf die Kopfzugfestigkeit

festgestellt werden (Spalte 7 und 8). Dieses Verhalten deutet auf eine reduzierte Adhäsionsfähigkeit der Ti6Al4V-Fügeteile hin, die sich entsprechend der Klebstoffbeanspruchung unterschiedlich stark auf die Verbindungsfestigkeit auswirkt. Bei der Stumpfklebung tritt eine hohe Zugspannung senkrecht zur Klebfläche (Schälspannung) auf. Dementsprechend bedingt die Ausbildung der Reaktionskräfte eine hohe Adhäsionsfähigkeit der Fügeteiloberfläche. Bei geschäfteten Klebeverbindungen reduziert sich die Schälbeanspruchung aufgrund der abweichenden Fügeflächenorientierung, sodass der Lastabtrag für hohe Schäftungswinkel überwiegend durch Schubbeanspruchung erfolgt. Da die Verbindungsfestigkeit in diesem Fall primär von der Kohäsionsfähigkeit des Klebstoffs bestimmt wird, verringert sich der Einfluss der Adhäsionseigenschaften der Fügeteilwerkstoffe.

In scheinbarem Widerspruch dazu steigt der Festigkeitsunterschied zwischen 3D-geschäfteten Klebeverbindungen mit Ti6Al4V- und AlSi10Mg-Fügeteilen für hohe Schäftungswinkel erneut an (Spalte 9 bis 12). So bleibt die Kopfzugfestigkeit der Titan-Fügeteile bei $\alpha_{nom} = 80^\circ$ um 30 % und bei $\alpha_{nom} = 85^\circ$ um 40 % hinter der Kopfzugfestigkeit der Aluminium-Fügeteile zurück. Wie bereits anhand der entsprechenden Leistungsindikatoren in Kapitel 5.1.2 diskutiert, liegt die Ursache für dieses Verhalten in der reduzierten Fertigungsauflösung bei der Verarbeitung des Titanwerkstoffs. Die reduzierte Auflösung führt zu Einschränkungen bezüglich der realisierbaren Klebfläche A_{Kleb} und somit zu erhöhter Klebstoffbeanspruchung.

Schäftungswinkel. Der Einfluss der reduzierten Fertigungsauflösung bei Verarbeitung der Titanlegierung wird ebenso deutlich, wenn die Kopfzugfestigkeiten 3D-geschäfteter Klebeverbindungen mit identischem Fügeteilwerkstoff und unterschiedlichen Schäftungswinkeln $\alpha_{nom} = 75^\circ/80^\circ/85^\circ$ gegenübergestellt werden. Unter Verwendung von Aluminium-Fügeteilen (Spalte 7, 9 und 11) nimmt die Kopfzugfestigkeit mit ansteigendem Schäftungswinkel kontinuierlich zu. Bei der Verwendung von Titan-Fügeteilen (Spalte 8, 10 und 12) stagniert der Festigkeitszuwachs für Schäftungswinkel $\alpha_{nom} \geq 80^\circ$, da die feingliedrigen Spitzen negativer Pyramiden mit $a_{nom} = 1,5$ mm nur noch unzureichend aufgelöst werden können.

Fügeflächentopografie. Der Vergleich der Kopfzugfestigkeiten von 1D- und 3D-geschäfteten Klebeverbindungen mit identischem nominalen Schäftungswinkel $\alpha_{nom} = 75^\circ$ und nominaler Klebfläche $A_{Kleb,nom} = 303,5$ mm² (Spalte 5 bis 8) zeigt, dass die 3D-Schäftung lediglich 50 % der Verbindungsfestigkeit der 1D-Schäftung erreicht. Neben der unzureichenden Fertigungsauflösung stellt die Hauptursache für diesen Sachverhalt eine erhöhte Verlustfläche A_V (Gleichung (5-7)) bei Realisierung der 3D-Schäftung dar.

Für eine exemplarische nominale Klebfugenhöhe von $h_{nom} = 0,2 \text{ mm}$ gilt für 1D- und 3D-geschäftete Zylinder mit $\alpha_{nom} = 75^\circ$ ein identischer longitudinaler Fügeiteilabstand von $z_V = 0,8 \text{ mm}$ entsprechend Gleichung (5-6). Aufgrund der hohen nominalen Aufbauhöhe der 1D-Schäftung ($h_{nom} = 37,3 \text{ mm}$) reduziert sich die planparallele Überlappungsfläche zwischen den 1D-geschäfteten Fügeiteilen um lediglich 2,5 %. Bei der 3D-Schäftung verteilt sich die Klebfläche auf $n_{Ges} = 80$ Einzelpyramiden mit einer nominalen Aufbauhöhe von $h_{nom} = 1,6 \text{ mm}$. Bei einem longitudinalen Fügeiteilabstand von $z_V = 0,8 \text{ mm}$ entspricht die resultierende Verlustfläche über 59 % der nominalen Klebfläche.

Da die Aufbauhöhe der Klebeverbindung einen zentralen Einflussfaktor für das Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung darstellt, wird zur Bewertung der klebtechnischen Leistungsfähigkeit die Kopfzugfestigkeit σ_{max} auf die nominale Aufbauhöhe z_{nom} bezogen. **Abbildung 5-8** stellt σ_{max}/z_{nom} für die 1D- und 3D-Schäftung mit AlSi10Mg-Fügeiteilen gegenüber. Die 3D-geschäfteten Klebeverbindungen in SK und FOK weisen identische nominale Aufbauhöhen $z_{nom} = z_{nom,-}$ auf.

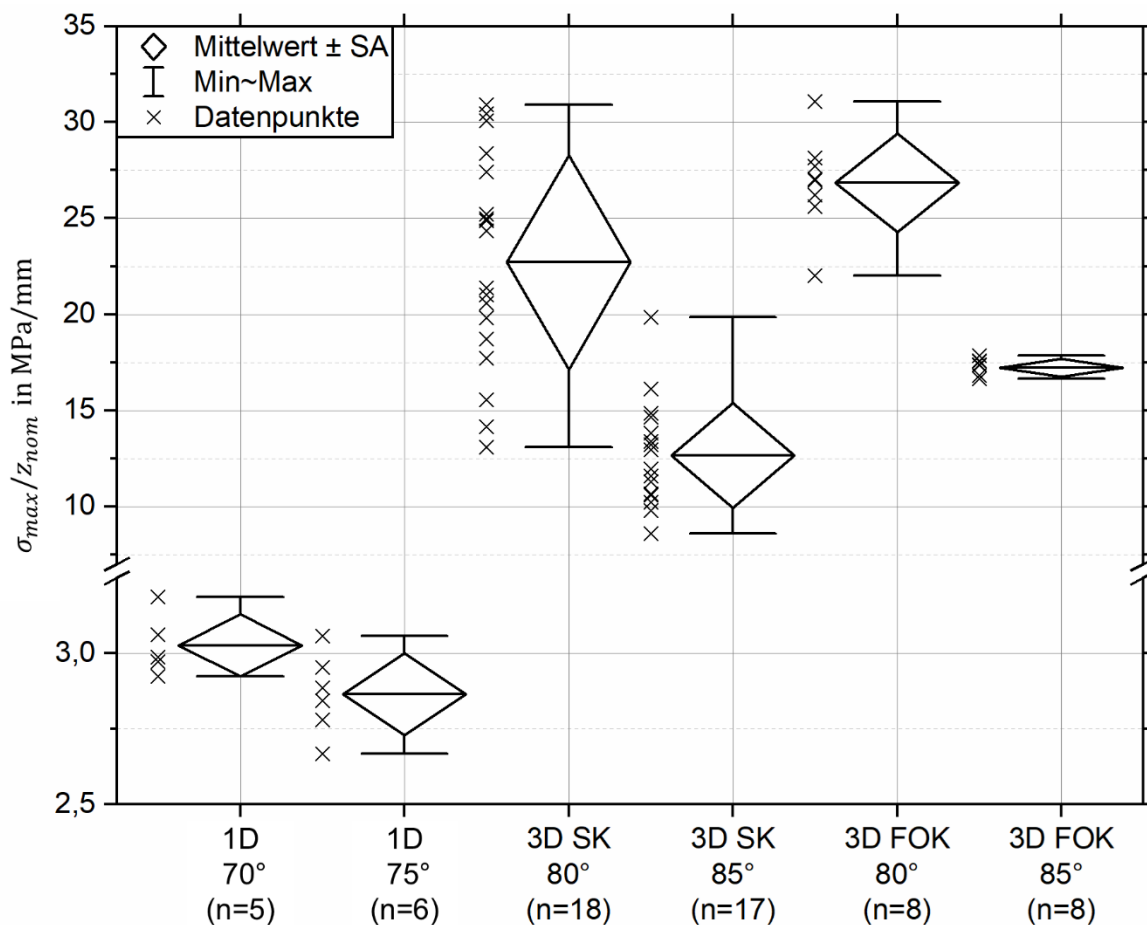


Abbildung 5-8 Klebtechnische Leistungsfähigkeit σ_{max}/z_{nom} von Verklebungen mit unterschiedlichen Fügeflächentopografien (1D/3D SK/3D FOK mit $\alpha_{nom} = 70^\circ/75^\circ/80^\circ/85^\circ$)

Fügeflächentopografie. Anhand der Ergebnisse wird deutlich, dass die klebtechnische Leistungsfähigkeit der 1D-Schäftung aufgrund der deutlich größeren nominalen Aufbauhöhe um durchschnittlich 83 % hinter der Leistungsfähigkeit der 3D-geschäfteten Klebeverbindung in SK und um 87 % hinter der Leistungsfähigkeit der 3D-geschäfteten Klebeverbindung in FOK zurückbleibt. Der direkte Vergleich von 3D-geschäfteten Klebeverbindung in SK und FOK zeigt, dass die klebtechnische Leistungsfähigkeit aufgrund der verbesserten Passgenauigkeit um durchschnittlich 25 % ansteigt. Einen weiteren entscheidenden Vorteil stellt die verbesserte Fügegenauigkeit der 3D-geschäfteten Klebeverbindung in FOK dar. Da die Fügeile bis auf die Trennebenen zusammengeführt werden können, ist es möglich, einen definierten Fügeileabstand sowie eine definierte Klebfugenhöhe einzustellen.

Schäftungswinkel. Die klebtechnische Leistungsfähigkeit der 1D- und 3D-Schäftung nimmt mit steigendem Schäftungswinkel ab, da die Aufbauhöhe im Vergleich zur Kopfzugfestigkeit überproportional zunimmt. Während das Leistungspotenzial der 1D-Schäftung bereits voll ausgeschöpft ist, könnte die Leistungsfähigkeit der 3D-Schäftung durch eine größere nominale Grundkantenlänge a_{nom} gesteigert werden. Wie in Kapitel 5.2.2 anhand der Leistungsindikatoren LI in **Tabelle 5-6** und **Tabelle 5-7** argumentiert, wird die Leistungsfähigkeit der PBF-LB/M-Pyramiden für $a_{nom} = a_{nom,ideal}$ maximal. Für $a_{nom} < a_{nom,max}$ führt die begrenzte Fertigungsauflösung zu einer deutlichen Leistungsminderung. Für eine nominale Klebfugenhöhe von $h_{nom} = 0,05$ mm beträgt die ideale nominale Grundkantenlänge $a_{nom,max} = 1,5$ mm. Da die tatsächliche Klebfugenhöhe sowohl in SK ($h = 0,281$ mm) als auch FOK ($h = 0,085$ mm) größer ausfällt, ist anzunehmen, dass die Leistungsfähigkeit der 3D-Schäftung unter Berücksichtigung von $a_{nom} > 1,5$ mm insbesondere für hohe nominale Schäftungswinkel weiter verbessert werden kann.

5.4 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Zielsetzung. Das primäre Ziel der in Kapitel 5 vorgestellten Studie zur Topografieoptimierung der Fügeile bestand darin, eine spezielle Fügeflächengeometrie für die Stumpfklebung von additiv gefertigten Fügeile zu entwickeln, welche die strukturelle Integrität der Gesamtstruktur gewährleistet, ohne das Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung einzuschränken. Hierfür wurden die in Kapitel 2.1.5 beschriebenen Ansätze zur 1D- und 2D-Schäftung der Fügeflächen durch die geometrische Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsverfahren ergänzt, um eine 3D-Schäftung mit reduzierter Aufbauhöhe und hoher Verbindungsfestigkeit zu realisieren. Die Klebfläche der Fügeile wird hierbei durch eine Vielzahl an dreiseitigen Pyramiden beschrieben, die in die Trennfläche des negativen Fügeile

eingeprägt und auf die Trennfläche des positiven Fügeteils aufgetragen werden. Die dreiseitige Pyramide stellt sich als ideales Schäftungselement dar, indem sie das maximale Verhältnis von Mantel- zu Grundfläche beschreibt (siehe **Tabelle 5-1**). Zudem ermöglicht die dreiseitige Grundfläche eine kantenstößige und dadurch flächendeckende Anordnung der Pyramiden auf den stumpfen Trennflächen der Fügeile. Mit abnehmender nominaler Grundkantenlänge verringert sich die Aufbauhöhe der Pyramiden, während ein hoher Schäftungswinkel die Klebfläche vergrößert und so die Klebstoffbeanspruchung reduziert.

Fertigungsrestriktionen. Da die klebtechnische Leistungsfähigkeit der 3D-Schäftung maßgeblich durch Restriktionen bezüglich der Maßhaltigkeit und Fertigungsauflösung des additiven Fertigungsverfahrens bestimmt wird, wurden diese im Rahmen von Kapitel 5.1 beispielhaft anhand des PBF-LB/M-Prozesses quantifiziert. Hierzu wurden die Istgeometrien von positiven und negativen PBF-LB/AlSi10Mg- und Ti6Al4V-Pyramiden erfasst und die Abweichungen gegenüber den Nominalgeometrien diskutiert. Es zeigt sich, dass die ungleiche Maßhaltigkeit positiver und negativer Pyramiden sowie die begrenzte Fertigungsauflösung und erhöhte Oberflächenrauigkeit der Pyramidenmantelflächen die Passgenauigkeit der Fügeile reduzieren. Dies führt zu einer Überdimensionierung der Klebfugenhöhe und einem Verlust an effektiver Klebfläche, was sich nachteilig auf die Fügegenauigkeit und die Verbindungsfestigkeit der 3D-geschäfteten Klebeverbindung auswirkt.

Daher wurden aus den relativen Abweichungen zwischen Ist- und Nominalgeometrie konstruktive und fertigungstechnische Optimierungsmaßnahmen zur Verbesserung der Passgenauigkeit abgeleitet (Kapitel 5.2.1). Um die Istgeometrien positiver und negativer Pyramiden anzugleichen, kann die Sollgeometrie der positiven Pyramiden vorgehalten werden. Da die minimale Klebfugenhöhe durch die Oberflächenrauigkeit der Pyramidenmantelflächen bestimmt wird, empfiehlt sich anschließendes Abrasivstrahlen zu $S_p < 50 \mu\text{m}$.

Zur Ermittlung idealer Pyramidenparameter, die einen Kompromiss zwischen geringer Aufbauhöhe und großer Klebfläche beschreiben, wurde die klebtechnische Leistungsfähigkeit der Istgeometrien anhand eines Leistungsindikators bemessen (Kapitel 5.2.2). Demnach wird die maximale Leistungsfähigkeit für geringe Klebfugenhöhen, große Schäftungswinkel und eine ideale nominale Grundkantenlänge von $a_{nom,ideal} = 1,5 \text{ mm}$ erreicht.

Experimentelle Charakterisierung. Zur experimentellen Validierung der klebtechnischen Leistungsfähigkeit beschreibt Kapitel 5.3 Kopfzugversuche an PBF-LB/M-Zylindern, die unter Verwendung eines zähmodifizierten 2K-Epoxidharzklebstoffs sowohl stumpf (0°) als auch 1D- ($70^\circ/75^\circ$) und 3D-geschäftet ($75^\circ/80^\circ/85^\circ$) verklebt wurden. Die Ergebnisse belegen, dass

durch die 1D- und 3D-Schäftung der Einfluss der Adhäsionsmechanismen auf die Verbindungsfestigkeit reduziert wird, da der Lastabtrag überwiegend durch Schubbeanspruchung erfolgt. Dies stellt einen entscheidenden Vorteil im Kontext der Hybridfertigung dar, da hierdurch die konstruktive Gestaltungsfreiheit um Werkstoffe mit reduzierter Adhäsionsfähigkeit erweitert wird. Mit dem gleichen Ziel wurden in [38] und [42] Gitterstrukturen in die Fügeflächen von MEX/PP-Fügeteilen eingebracht und dadurch die Zugscherfestigkeit gegenüber entsprechenden Überlappklebungen mit nichtoptimierten Fügeflächen um Faktor fünf gesteigert. Da die minimale Aufbauhöhe dieser Verklebungen einem Vielfachen der Periodenlänge der Gitterstruktur entspricht, wird das Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung jedoch deutlich reduziert.

Gleiches gilt für die untersuchten 1D-geschäfteten Klebeverbindungen. Sie erzielen gegenüber der 3D-Schäftung mit identischem Schäftungswinkel eine höhere Kopfzugfestigkeit, erweisen sich jedoch aufgrund der großen Aufbauhöhe für die Verbindung additiv gefertigter Fügeteile im Kontext der Hybridfertigung nur eingeschränkt als geeignet.

Schlussfolgerung. Die 3D-Schäftung stellt einen geeigneten Kompromiss zwischen Verbindungsfestigkeit und Aufbauhöhe dar und erweist sich in dieser Hinsicht gegenüber den in Kapitel 1.3.3. vorgestellten Ansätzen zur Fügeflächenoptimierung als überlegen. Die bisherigen Lösungen sind aufgrund ihrer reduzierten geometrischen Komplexität entweder mit einer erheblichen Aufbauhöhe verbunden [159] oder ermöglichen lediglich eine geringfügige Steigerung der Verbindungsfestigkeit [44, 45].

Die 3D-Schäftung nutzt das volle Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsprozesse, indem die optimierte Fügeflächentopografie komplementär durch beide Fügeteile berücksichtigt wird. Dadurch sind neben den genannten Vorteilen bezüglich der Kopfzugfestigkeit und Aufbauhöhe zudem hohe Festigkeiten gegenüber Torsions- und Biegebelastung zu erwarten, da die entsprechenden Reaktionskräfte mittels Formschluss aufgebracht werden können. Darüber hinaus ermöglicht die einheitliche Orientierung der Pyramidenmantelflächen eine effiziente Ermittlung der Klebstoffbeanspruchung auf Grundlage analytischer oder numerischer Berechnungsmethoden wie der FEM.

Gleichzeitig führt die spezielle Fügeflächenorientierung jedoch auch dazu, dass die Qualität der Klebeverbindung maßgeblich von den Fertigungseinschränkungen des additiven Fertigungsverfahrens bestimmt wird. Um das volle Leistungspotenzial der 3D-Schäftung zu erschließen, müssen die prozessspezifischen Besonderheiten in der konstruktiven Auslegung und fertigungstechnischen Realisierung berücksichtigt werden.

6 Schlussfolgerung

Zielsetzung. Ziel der vorliegenden Arbeit war es, das Potenzial der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungstechnologien zur Steigerung der Leistungsfähigkeit von Strukturklebungen zu erschließen. Hierzu wurden drei konkrete konstruktive Optimierungsansätze identifiziert und ihr Einfluss auf die Verbindungsqualität anhand von exemplarischen Strukturklebungen untersucht. Die Optimierungsansätze umfassen die gezielte Klebstoffapplikation durch additiv gefertigte Injektionskanäle zur Verbesserung der Adhäsions- und Kohäsionsfähigkeit der Klebstoffschicht sowie die Topologie- und Topografieoptimierung der Fügeteile und Fügeflächen, um einen klebgerechten Beanspruchungszustand herbeizuführen.

Auf Basis dieser leistungsfähigen Klebeverbindungen sollen durch Hybridfertigung Fertigungseinschränkungen additiver Fertigungsverfahren überwunden, die Leistungsfähigkeit von Leichtbaustrukturen gesteigert und die Fertigungskosten reduziert werden. Im Sinne der Differentialbauweise können dabei mehrere additiv gefertigte Einzelbauteile zu komplexen Gesamtbauteilen gefügt oder mit Halbzeugen aus unterschiedlichen Material- und Fertigungskombinationen zu höherwertigen Einheiten ergänzt werden.

Überlappklebungen. Da prismatische Halbzeuge ideale Voraussetzungen zur Bauteilüberlappung aufweisen, werden entsprechende Klebeverbindungen meist als Überlappklebungen ausgeführt. Ein anschauliches Beispiel für Hybridstrukturen aus additiv gefertigten Einzelbauteilen und Halbzeugen stellen flexible Karosseriebaukästen dar, bei denen Profile aus unterschiedlichen Material- und Fertigungskombinationen über Verbindungsknoten zu leistungsfähigen Karosseriestrukturen verklebt werden [8, 9]. Aus diesem Grund erfolgten numerische und experimentelle Untersuchungen zur Klebstoffapplikation durch Injektionskanäle sowie zur Topologieoptimierung der Fügeteile anhand von exemplarischen Überlappklebungen zwischen PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen und konventionell gefertigten Leichtbauhalbzeugen aus Faserverbundwerkstoff und Aluminium.

Die Ergebnisse belegen, dass durch die Funktionsintegration additiv gefertigter Injektionskanäle zur gezielten Klebstoffverteilung Applikationsfehler wie Unterdosierung oder ungleichmäßige Klebstoffverteilung reduziert werden. Dies wirkt sich positiv auf die Verbindungsfestigkeit und Prozesssicherheit der Muffenklebungen aus. Darüber hinaus ermöglichen die funktionsorientierte Konstruktion und lokale Eigenschaftsanpassung der Muffentopologie eine gleichmäßigere Spannungsverteilung sowie eine reduzierte

Schälbeanspruchung des Klebstoffs. Unter Verwendung zähmodifizierter Klebstoffe führt die optimierte Muffentopologie lediglich zu einem geringfügigen Anstieg der statischen Verbindungsfestigkeit, während die Ermüdungsfestigkeit der Muffenklebung signifikant zunimmt. Zusätzlich kann durch die Realisierung additiv gefertigter Mechanismen im Sinne elastischer Zentrierstrukturen eine präzise Ausrichtung der Füge­teile im Rahmen des Klebprozesses sichergestellt werden.

Unter diesen Voraussetzungen ist es möglich, die Überlappungslänge und dadurch die nominale Klebfläche gegenüber konventionell gefertigten Muffenklebungen zu reduzieren. Dies wirkt sich positiv auf die konstruktive Gestaltungsfreiheit im Rahmen der Hybridfertigung aus. Gleichzeitig trägt der reduzierte Materialeinsatz zur Wirtschaftlichkeit des Fertigungsprozesses und der Leistungsfähigkeit der hybriden Leichtbaustrukturen bei.

Stumpfklebungen. Ein weiterer Ansatz der Differentialbauweise besteht in der Verbindung mehrerer additiv gefertigter Einzelbauteile aus identischen oder unterschiedlichen Materialien. Einen typischen Anwendungsfall beschreibt die Aufteilung eines komplexen Bauteils in einfacher zu fertigende Einzelbauteile, die nach Beendigung des Bauprozesses zu einem funktionalen Gesamtbauteil gefügt werden [6]. Da solche Gesamtbauteile häufig komplexe und filigrane Geometrien aufweisen und die Einzelbauteile dadurch nicht die Voraussetzungen zur Bauteilüberlappung erfüllen, erfolgt die konstruktive Umsetzung bevorzugt durch Stumpfklebungen. Vor diesem Hintergrund erfolgten analytische und experimentelle Untersuchungen zur Topografieoptimierung der Füge­teile anhand von Stumpfklebungen zwischen PBF-LB/M-Bauteilen aus der Aluminiumlegierung AlSi10Mg und der Titanlegierung Ti6Al4V.

Die Untersuchungen zeigen auf, dass durch die funktionsorientierte Gestaltung der Füge­flächen im Sinne einer dreidimensionalen Schäftung ein optimaler Kompromiss zwischen Verbindungsfestigkeit und Aufbauhöhe der Klebeverbindung erreicht werden kann. Zudem verringert sich der Einfluss der Adhäsionsfähigkeit der Füge­teilwerkstoffe, da der Lastabtrag für große Schäftungswinkel mehrheitlich durch Schubbeanspruchung erfolgt. Hierdurch können minimale Abmessungen der additiv gefertigten Einzelbauteile realisiert und auch Füge­teilwerkstoffe mit reduzierter Adhäsionsfähigkeit zuverlässig verbunden werden.

Durch die Aufteilung eines komplexen Bauteils in einfacher zu fertigende Einzelbauteile mit minimalen Abmessungen können Fertigungseinschränkungen additiver Fertigungsprozesse überwunden werden. Dies betrifft nicht nur die Baugrößenbeschränkung, sondern auch die Bauteilqualität und die Wirtschaftlichkeit des Fertigungsprozesses. So eröffnen sich für geringe

Bauteilabmessungen neue Möglichkeiten zur Bauteilorientierung und -positionierung innerhalb des Bauraums, wodurch sowohl der Einsatz von Stützstrukturen als auch die Bauhöhe reduziert oder die Bauteilqualität in kritischen Bereichen verbessert werden können. Darüber hinaus ermöglicht die Definition geeigneter Trennebenen zwischen den Einzelbauteilen die gezielte Entpulverung von abgeschlossenen Hohlräumen oder komplexen innenliegenden Strukturen, die in Integralbauweise nur schwer zugänglich sind.

Insgesamt zeigt die vorliegende Arbeit, dass auf Grundlage der geometrischen Gestaltungsfreiheit additiver Fertigungsprozesse ein Beitrag zur Steigerung der Klebfestigkeit geleistet werden kann. Dieser ermöglicht es, das Gestaltungspotenzial im Rahmen der Hybridfertigung durch unterschiedliche Ansätze der Differentialbauweise zur erweitern, um die Leistungsfähigkeit und Wirtschaftlichkeit hybrider Leichtbaustrukturen zu optimieren.

Literatur

- [1] E. Pei *et al.*, Hg., *Springer Handbook of Additive Manufacturing*, 1. Aufl. Cham: Springer, 2023.
- [2] A. Gebhardt, J. Kessler und A. Schwarz, *Produktgestaltung für die Additive Fertigung*, 1. Aufl. München: Hanser, 2019.
- [3] O. Diegel, A. Nordin und D. Motte, *A Practical Guide to Design for Additive Manufacturing*, 1. Aufl. Singapore: Springer Singapore, 2019.
- [4] S. Yang und Y. F. Zhao, „Additive manufacturing-enabled design theory and methodology: a critical review“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 80, Nr. 1, S. 327–342, 2015, doi: 10.1007/s00170-015-6994-5.
- [5] A. Panesar, M. Abdi, D. Hickman und I. Ashcroft, „Strategies for functionally graded lattice structures derived using topology optimisation for Additive Manufacturing“, *Additive Manufacturing*, Vol. 19, Nr. 1, S. 81–94, 2018, doi: 10.1016/j.addma.2017.11.008.
- [6] J. Reichwein, „Gestaltung der Baustruktur für die additive Fertigung mittels Bauteilintegration und -trennung“, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, 2022.
- [7] J. Reichwein und E. Kirchner, „Part orientation and separation to reduce process costs in additive manufacturing“, *Proceedings of the Design Society*, Vol. 1, Nr. 1, S. 2399–2408, 2021, doi: 10.1017/pds.2021.501.
- [8] M. Hillebrecht und M. Gaytan, „Industrialisierung der Additiven Fertigung – NextGen Spaceframe 2.0: Bionik, Additive Manufacturing und Aluminium für den flexiblen High-End-Leichtbau“, in *Karosseriebautage Hamburg 2018*, A. Piskun, Hg., Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019, doi: 10.1007/978-3-658-22038-9_9.
- [9] H. H. Heimes *et al.*, „Fahrzeugstruktur“, in *Elektromobilität*, A. Kampker und H. H. Heimes, Hg., Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2024, doi: 10.1007/978-3-662-65812-3_5.
- [10] Atherton Bikes. „How we build your bike.“ Zugriff am: 19. Juli 2025. <https://www.athertonbikes.com/how-we-build-your-bike>
- [11] G. Habenicht, *Kleben: Grundlagen, Technologien, Anwendung*, 6. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer, 2008.
- [12] B. Klein, *Leichtbau-Konstruktion*, 11. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2019.
- [13] C.-O. Bauer, *Handbuch der Verbindungstechnik*, 1. Aufl. München, Wien: Hanser, 1991.
- [14] R. D. S. G. Campilho, „Advances in Adhesive Bonding Techniques for 3D-Printed Components“, *Clareus Scientific Science and Engineering*, Vol. 2, Nr. 1, S. 1–2, 2025, doi: 10.70012/CSSE.02.006.
- [15] G. Conermann und K. Dilger, „Injection bonding of structural components with fast-curing two-component PUR-systems“, *Applied Adhesion Science*, Vol. 6, Nr. 1, S. 1–10, 2018, doi: 10.1186/s40563-018-0113-4.
- [16] V. C. M. B. Rodrigues, M. M. Kasaei, E. A. S. Marques, R. J. C. Carbas und L. F. M. da Silva, „Adhesive bonding in automotive battery pack manufacturing and dismantling: a review“, *Discover Mechanical Engineering*, Vol. 4, Nr. 1, S. 1–36, 2025, doi: 10.1007/s44245-025-00107-5.
- [17] *Gestaltungsempfehlungen zum Kleben additiv gefertigter Bauteile*, DVS-Merkblatt 1401:04-2021.
- [18] M. Hildebrand, „Non-linear analysis and optimization of adhesively bonded single lap joints between fibre-reinforced plastics and metals“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 14, Nr. 4, S. 261–267, 1994, doi: 10.1016/0143-7496(94)90039-6.

- [19] G. Belingardi, L. Goglio und A. Tarditi, „Investigating the effect of spew and chamfer size on the stresses in metal/plastics adhesive joints“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 22, Nr. 4, S. 273–282, 2002, doi: 10.1016/S0143-7496(02)00004-0.
- [20] X. Zhao, R. D. Adams und L. F. M. Da Silva, „Single Lap Joints with Rounded Adherend Corners: Experimental Results and Strength Prediction“, *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 25, Nr. 8, S. 837–856, 2011, doi: 10.1163/016942410X520880.
- [21] X. Zhao, R. D. Adams und L. F. M. Da Silva, „Single Lap Joints with Rounded Adherend Corners: Stress and Strain Analysis“, *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 25, Nr. 8, S. 819–836, 2011, doi: 10.1163/016942410X520871.
- [22] E. Sancaktar und S. R. Simmons, „Optimization of adhesively-bonded single lap joints by adherend notching“, *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 14, Nr. 11, S. 1363–1404, 2000, doi: 10.1163/156856100742258.
- [23] H. L. Groth und P. Nordlund, „Shape optimization of bonded joints“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 11, Nr. 4, S. 204–212, 1991, doi: 10.1016/0143-7496(91)90002-Y.
- [24] R. Kaye und M. Heller, „Through-thickness shape optimisation of bonded repairs and lap-joints“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 22, Nr. 1, S. 7–21, 2002, doi: 10.1016/S0143-7496(01)00029-X.
- [25] H. Ejaz, A. Mubashar, I. A. Ashcroft, E. Uddin und M. Khan, „Topology optimisation of adhesive joints using non-parametric methods“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 81, Nr. 1, S. 1–10, 2018, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2017.11.003.
- [26] M. Kaufmann und T. Vallée, „Topology optimization of adhesively bonded double lap joints“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 118, Nr. 1, S. 1–9, 2022, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2022.103238.
- [27] J. Ubaid, B. L. Wardle und S. Kumar, „Strength and Performance Enhancement of Multilayers by Spatial Tailoring of Adherend Compliance and Morphology via Multimaterial Jetting Additive Manufacturing“, *Scientific reports*, Vol. 8, Nr. 1, S. 1–10, 2018, doi: 10.1038/s41598-018-31819-2.
- [28] E. G. Arhore, M. Yasaei und I. Dayyani, „Comparison of GA and topology optimization of adherend for adhesively bonded metal composite joints“, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 226, Nr. 1, S. 1–34, 2021, doi: 10.1016/j.ijsolstr.2021.111078.
- [29] E. G. Arhore und M. Yasaei, „Lay-up optimisation of fibre–metal laminates panels for maximum impact absorption“, *Journal of Composite Materials*, Vol. 54, Nr. 29, S. 4591–4609, 2020, doi: 10.1177/0021998320937396.
- [30] L. F. M. da Silva und R. D. S. G. Campilho, Hg. *Advances in Numerical Modelling of Adhesive Joints*, 1. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012.
- [31] L. F. M. da Silva, R. D. S. G. Campilho und A. Öchsner, Hg. *Modeling of Adhesively Bonded Joints*, 1. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer, 2008.
- [32] E. Stammen, V. Fischer, K. Dilger, H. Watschke und T. Vietor, „Effective bonding of additively manufactured parts – Part 1: Process-related influences on bondability“, *Welding and Cutting 2021*, Nr. 1, S. 58–64, 2021.
- [33] F. Bürenhaus, E. Moritzer und A. Hirsch, „Adhesive bonding of FDM-manufactured parts made of ULTEM 9085 considering surface treatment, surface structure, and joint design“, *Welding in the World*, Vol. 63, Nr. 6, S. 1819–1832, 2019, doi: 10.1007/s40194-019-00810-4.
- [34] M. R. Khosravani, P. Soltani und T. Reinicke, „Fracture and structural performance of adhesively bonded 3D-printed PETG single lap joints under different printing parameters“, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 116, Nr. 1, S. 1–33, 2021, doi: 10.1016/j.tafmec.2021.103087.

- [35] V. Kovan, G. Altan und E. S. Topal, „Effect of layer thickness and print orientation on strength of 3D printed and adhesively bonded single lap joints“, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 31, Nr. 5, S. 2197–2201, 2017, doi: 10.1007/s12206-017-0415-7.
- [36] C. Koch, J. Richter, M. Vollmer, M. Kahlmeyer, T. Niendorf und S. Böhm, „Adhesively bonded joints in components manufactured via selective laser melting“, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, Vol. 235, Nr. 3, S. 518–526, 2021, doi: 10.1177/0954406220959376.
- [37] J. Hesselbach, E. Kraus, B. Baudrit, T. Hochrein und M. Bastian, Hg. *Kleben additiv gefertigter Kunststoffbauteile: Lasergesinterte PA12-Bauteile und TPU-Bauteile aus dem Strangablageverfahren*, 1. Aufl. Düren: Shaker, 2020.
- [38] Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren, „Klebeignung generativ gefertigter Systeme: Abschlussbericht“, *DVS Forschungsvereinigung*, Vol. 389, IGF-Nr.: 19.206, S. 1–152, 2018.
- [39] *Klebstoffe – Bestimmung der Zugscherfestigkeit von Überlappungsklebung*, DIN EN 1465:2009-07.
- [40] *Klebstoffe – Bestimmung der Zugfestigkeit von Stumpfklebung*, DIN EN 15870:2009-08.
- [41] H. Watschke, E. Stammen, T. Vietor, V. Fischer und K. Dilger, „Effective bonding of additively manufactured parts - Part 2: Design features to increase of the bond strength“, *Welding and Cutting 2021*, Nr. 2, S. 146–150, 2021.
- [42] R. Freund, S. Koch, H. Watschke, E. Stammen, T. Vietor und K. Dilger, „Utilization of additively manufactured lattice structures for increasing adhesive bonding using material extrusion“, *The Journal of Adhesion*, Vol. 100, Nr. 5, S. 1–22, 2021, doi: 10.1080/00218464.2021.1983431.
- [43] J. Moritz *et al.*, „Additive Manufacturing of Titanium with Different Surface Structures for Adhesive Bonding and Thermal Direct Joining with Fiber-Reinforced Polyether-Ether-Ketone (PEEK) for Lightweight Design Applications“, *Metals*, Vol. 11, Nr. 2, S. 265, 2021, doi: 10.3390/met11020265.
- [44] A. Spaggiari und F. Denti, „Mechanical strength of adhesively bonded joints using polymeric additive manufacturing“, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science*, Vol. 235, Nr. 10, S. 1851–1859, 2021, doi: 10.1177/0954406219850221.
- [45] U. Kemiklioğlu, S. Demir und C. Yüksel, „Mechanical behavior investigation of fused deposition modeling joints by using different bonding geometry with variable adhesive thickness“, *Rapid Prototyping Journal*, Vol. 30, Nr. 3, S. 547–554, 2024, doi: 10.1108/RPJ-10-2023-0358.
- [46] *Leitlinien für die Oberflächenvorbehandlung von Metallen und Kunststoffen vor dem Kleben*, DIN EN 13887:2003-11.
- [47] M. Kaufmann, F. Flaig, M. Müller, H. Fricke und T. Vallée, „Optimized adhesive application“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 130, Nr. 1, S. 1–16, 2024, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2024.103620.
- [48] *Qualitätsanforderungen in der Klebstoffapplikation*, Richtlinie DVS 3320-1:2012-02.
- [49] A. Rudawska, I. Miturska, M. A. Wahab, D. Stančková und M. Ťavodová, „Influence of the Assembly Method of Sleeve Joints on Their Strength“, *Manufacturing Technology*, Vol. 20, Nr. 5, S. 660–667, 2020, doi: 10.21062/mft.2020.093.
- [50] M. Ascher und R. Späth, „Joining Technology of Additively Manufactured Components: Design Measures for Optimizing the Strength of Adhesively Bonded Joints“, in *Innovative Product Development by Additive Manufacturing 2021*, R. Lachmayer, Hg., Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2022, doi: 10.1007/978-3-031-05918-6_5.
- [51] *Verfahren zur Prüfung der Ermüdungseigenschaften von Strukturklebungen bei Zugscherbeanspruchung*, DIN EN ISO 9664:1995-08.

- [52] R. D. Adams, *Adhesive Bonding: Science, Technology and Applications*, 2. Aufl. San Diego: Elsevier Science & Technology, 2021.
- [53] D. Gross, W. Hauger und P. Wriggers, *Technische Mechanik 4: Hydromechanik, Elemente der Höheren Mechanik, Numerische Methoden*, 11. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2023.
- [54] R. Späth, *Betriebsfeste Konstruktion und Berechnung von Schweißverbindungen*, 1. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2023.
- [55] H. Schürmann, *Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden*, 2. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer, 2007.
- [56] M. G. Johlitz, „Experimentelle Untersuchung und Modellierung von Maßstabseffekten in Klebungen“, Dissertation, Universität des Saarlandes, Saarbrücken, 2008.
- [57] J. Batal, „Charakterisierung der mechanischen Grenzschicht in Polymer-Metall-Klebungen“, Dissertation, Universität des Saarlandes, Saarbrücken, 2011.
- [58] N. K. Akkasali, S. Biswas, S. Sen und S. Anitha, „A state-of-the-art review on adhesively bonded joints of similar and dissimilar materials“, *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 38, Nr. 24, S. 4317–4371, 2024, doi: 10.1080/01694243.2024.2384421.
- [59] K. L. Mittal, S. K. Panigrahi, Hg. *Structural Adhesives: Properties, Characterization and Applications*, 1. Aufl. Hoboken, NJ: Wiley & Sons, 2023.
- [60] R. Späth und M. Ascher, „Stress Analysis and Topology Optimization of Adhesive Lap Joints“, in *Encyclopedia of Continuum Mechanics*, H. Altenbach und A. Öchsner, Hg., Berlin, Heidelberg: Springer, im Druck.
- [61] A. Gacoin, P. Lestriez, J. Assih, A. Objois und Y. Delmas, „Comparison between experimental and numerical study of the adhesively bonded scarf joint and double scarf joint: Influence of internal singularity created by geometry of the double scarf joint on the damage evolution“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 29, Nr. 5, S. 572–579, 2009, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2009.01.006.
- [62] M. Ascher und R. Späth, „Additively manufactured 3D micro scarf adhesive joints“, *Proceedings of the Design Society*, Vol. 4, Nr. 1, S. 1717–1726, 2024, doi: 10.1017/pds.2024.174.
- [63] M. Eckhard und K. Bounin, *Holztechnik Fachkunde*, 26. Aufl. Haan-Gruiten: Verlag Europa-Lehrmittel, 2023.
- [64] M. Rośkiewicz, J. Godzimirski, A. Komorek und M. Jaształ, „The Effect of Adhesive Layer Thickness on Joint Static Strength“, *Materials*, Vol. 14, Nr. 6, S. 1–14, 2021, doi: 10.3390/ma14061499.
- [65] D. K. K. Cavalcanti, M. Medina, H. F. M. de Queiroz, J. S. S. Neto, F. J. P. Chaves und M. D. Banea, „Recent Advances in Adhesive Bonding of 3D-Printed Parts and Methods to Increase their Mechanical Performance“, *Annals of Dunarea de Jos University of Galati. Fascicle XII, Welding Equipment and Technology*, Vol. 34, Nr. 1, S. 17–24, 2023, doi: 10.35219/awet.2023.02.
- [66] B. Klein, *FEM: Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*, 10. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2015.
- [67] M. Hahn, *Finite-Elemente-Kurs: Teil I: Theorie, Formelsammlung und über 120 Übungen und Aufgaben*, 1. Aufl. Zürich: vdf Hochschulverlag AG, 2025.
- [68] O. C. Zienkiewicz und J. Z. Zhu, „The superconvergent patch recovery and a posteriori error estimates. Part 1: The recovery technique“, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 33, Nr. 7, S. 1331–1364, 1992, doi: 10.1002/nme.1620330702.
- [69] N.-H. Kim, A. V. Kumar und B. V. Sankar, *Introduction to finite element analysis and design*, 2. Aufl. Hoboken, NJ: John Wiley & Sons, 2018.
- [70] D. Dinkler und U. Kowalsky, *Introduction to Finite Element Methods*, 1. Aufl. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden, 2024.

- [71] Altair Engineering. „Element Quality Check.“ Zugriff am: 12. Juli 2025. https://2021.help.altair.com/2021/hwsolvers/os/topics/solvers/os/element_quality_check_os_r.htm
- [72] R. Campilho, M. D. Banea, J. Neto und L. Da Silva, „Modelling adhesive joints with cohesive zone models: effect of the cohesive law shape of the adhesive layer“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 44, Nr. 1, S. 48–56, 2013, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2013.02.006.
- [73] L. Ramalho, R. Campilho, J. Belinha und L. Da Silva, „Static strength prediction of adhesive joints: A review“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 96, Nr. 1, S. 1–41, 2020, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2019.102451.
- [74] M. Goelke, *Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis Using Altair OptiStruct: Free eBook*, 1. Aufl. Troy: Altair Engineering, 2019.
- [75] E. Sert, E. Schuch, A. Öchsner, L. Hitzler, E. Werner und M. Merkel, „Tensile strength performance with determination of the Poisson’s ratio of additively manufactured AlSi10Mg samples“, *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Vol. 50, Nr. 5, S. 539–545, 2019, doi: 10.1002/mawe.201800233.
- [76] L. Hitzler *et al.*, „Direction and location dependency of selective laser melted AlSi10Mg specimens“, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 243, Nr. 1, S. 48–61, 2017, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2016.11.029.
- [77] D. Morin, G. Haugou, B. Bennani und F. Lauro, „Experimental Characterization of a Toughened Epoxy Adhesive under a Large Range of Strain Rates“, *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 25, Nr. 13, S. 1581–1602, 2011, doi: 10.1163/016942410X524417.
- [78] R. Kwesi Nutor, „Using the Hollomon Model to Predict Strain-Hardening in Metals“, *American Journal of Materials Synthesis and Processing*, Vol. 2, Nr. 1, S. 1–4, 2017, doi: 10.11648/j.ajmsp.20170201.11.
- [79] T. Brepols, I. N. Vladimirov und S. Reese, „Numerical comparison of isotropic hypo- and hyperelastic-based plasticity models with application to industrial forming processes“, *International Journal of Plasticity*, Vol. 63, Nr. 1, S. 18–48, 2014, doi: 10.1016/j.ijplas.2014.06.003.
- [80] M. Schlimmer und J. Bornemann, *Berechnung und Dimensionierung von Klebverbindungen mit der Methode der finiten Elemente und experimentelle Überprüfung der Ergebnisse*. 1. Aufl. Aachen: Shaker, 2004.
- [81] J. Bornemann und M. Schlimmer, „Berechnung und Auslegung von Klebverbindungen (Teil 2)“, *adhäsion KLEBEN & DICHTEN*, Vol. 48, Nr. 6, S. 40–42, 2004, doi: 10.1007/BF03251309.
- [82] *Strukturklebstoffe – Bestimmung des Scherverhaltens struktureller Klebungen – Teil 1: Torsionsprüfverfahren unter Verwendung stumpf verklebter Hohlzylinder*, DIN EN 14869-1:2011-07.
- [83] *Elastomere oder thermoplastische Elastomere – Bestimmung des Schubmoduls oder der Haftung zu starren Platten – Quadrupel Schermethode*, DIN ISO 1827:1993-04.
- [84] A. Derewonko, J. Godzimirski, K. Kosiuczenko, T. Niezgodna und A. Kiczko, „Strength assessment of adhesive-bonded joints“, *Computational Materials Science*, Vol. 43, Nr. 1, S. 157–164, 2008, doi: 10.1016/j.commatsci.2007.07.026.
- [85] K. B. Katnam, J. Stevenson, W. F. Stanley, M. Buggy und T. M. Young, „Tensile strength of two-part epoxy paste adhesives: Influence of mixing technique and micro-void formation“, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 31, Nr. 7, S. 666–673, 2011, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2011.06.005.
- [86] *Schwingfestigkeitsversuch – Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*, DIN EN 50100:2022-12.
- [87] *Additive Fertigung – Grundlagen – Terminologie*, DIN EN ISO/ASTM 52900:2022-03.

- [88] *Additive Fertigung – Konstruktion – Teil 2: Laserbasierte Pulverbettfusion von Polymeren*, DIN EN ISO 52911-2:2020-06.
- [89] *Additive Fertigung – Konstruktion – Teil 1: Laserbasierte Pulverbettfusion von Metallen*, DIN EN ISO 52911-1:2020-05.
- [90] I. Gibson, D. Rosen und B. Stucker, *Additive Manufacturing Technologies*, 2. Aufl. New York: Springer New York, 2015.
- [91] *Additive Fertigung – Grundlagen – Teil 2: Überblick über Prozesskategorien und Ausgangswerkstoffe*, DIN EN ISO 17296-2:2016-12.
- [92] S. Weber, „Support Structure Design in Additive Manufacturing“, Dissertation, Technische Universität Dresden, Dresden, 2022.
- [93] Z. Chen, X. Wu, D. Tomus und C. H. Davies, „Surface roughness of Selective Laser Melted Ti-6Al-4V alloy components“, *Additive Manufacturing*, Vol. 21, Nr. 1, S. 91–103, 2018, doi: 10.1016/j.addma.2018.02.009.
- [94] T. Yang *et al.*, „Effect of processing parameters on overhanging surface roughness during laser powder bed fusion of AlSi10Mg“, *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 61, Nr. 1, S. 440–453, 2021, doi: 10.1016/j.jmapro.2020.11.030.
- [95] R. Lachmayer, T. Ehlers und R. B. Lippert, *Design for Additive Manufacturing*, 1. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2024.
- [96] *Additive Fertigung – Konstruktion – Anforderungen, Richtlinien und Empfehlungen*, DIN EN ISO/ASTM 52910:2020-02.
- [97] J. Niedermeyer, T. Ehlers und R. Lachmayer, „Potential of additively manufactured particle damped compressor blades: A literature review“, *Procedia CIRP*, Vol. 119, Nr. 1, S. 570–575, 2023, doi: 10.1016/j.procir.2023.02.151.
- [98] F. Gutmann, K. Hoschke, G. Ganzenmüller und S. Hiermaier, „Functionality and Mechanical Performance of Miniaturized Non-Assembly Pin-Joints Fabricated in Ti6Al4V by Laser Powder Bed Fusion“, *Materials*, Vol. 16, Nr. 21, S. 1–13, 2023, doi: 10.3390/ma16216992.
- [99] M. Tschiersky, J. J. de Jong und D. M. Brouwer, „Flexure Hinge Design and Optimization for Compact Anthropomorphic Grippers Made via Metal Additive Manufacturing“, *Journal of Mechanical Design*, Vol. 146, Nr. 1, S. 1–9, 2024, doi: 10.1115/1.4063362.
- [100] M. Tok und Y. Fedai, „Topology optimization for manufacturing aircraft bearing brackets via laser powder bed fusion“, *Sādhanā*, Vol. 50, Nr. 3, S. 1–16, 2025, doi: 10.1007/s12046-025-02810-1.
- [101] K. Li *et al.*, „A critical review of biomimetic structures via laser powder bed fusion: Toward multi-functional application“, *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 131, Nr. 1, S. 2443–2472, 2024, doi: 10.1016/j.jmapro.2024.09.087.
- [102] S. Brenner *et al.*, „A radio-frequency quadrupole prototype additively manufactured as a multi-material component“, *Progress in Additive Manufacturing*, Vol. 10, Nr. 1, S. 3951–3961, 2025, doi: 10.1007/s40964-025-01120-6.
- [103] T. M. Pollock, A. J. Clarke und S. S. Babu, „Design and Tailoring of Alloys for Additive Manufacturing“, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 51, Nr. 12, S. 6000–6019, 2020, doi: 10.1007/s11661-020-06009-3.
- [104] S. W. Fiona Schulte, „Potentiale additiv gefertigter Gitterstrukturen – ein Review“, in *DS III: Proceedings of the 32nd Symposium Design for X*, D. Krause, K. Paetzold und S. Wartzak, Hg., Glasgow: The Design Society, 2021, doi: 10.35199/dfx2021.07.

- [105] M. McConaha, V. Venugopal und S. Anand, „Design Tool for Topology Optimization of Self Supporting Variable Density Lattice Structures for Additive Manufacturing“, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 143, Nr. 7, S. 1–12, 2021, doi: 10.1115/1.4049507.
- [106] G. Dong, Y. Tang, D. Li und Y. F. Zhao, „Design and optimization of solid lattice hybrid structures fabricated by additive manufacturing“, *Additive Manufacturing*, Vol. 33, Nr. 1, S. 1–30, 2020, doi: 10.1016/j.addma.2020.101116.
- [107] D. Mahmoud *et al.*, „Enhancement of heat exchanger performance using additive manufacturing of gyroid lattice structures“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 126, Nr. 1, S. 4021–4036, 2023, doi: 10.1007/s00170-023-11362-9.
- [108] K. Yan, H. Deng, Y. Xiao, J. Wang und Y. Luo, „Thermo-hydraulic performance evaluation through experiment and simulation of additive manufactured Gyroid-structured heat exchanger“, *Applied Thermal Engineering*, Vol. 241, Nr. 1, S. 1–22, 2024, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2024.122402.
- [109] Nikon SLM Solutions. „NXG 600E: High-Throughput Metal 3D Printing for Advanced Manufacturing.“
Zugriff am: 24. Juli 2025. <https://nikon-slm-solutions.com/de/slm-systems/nxg-600e/>
- [110] J. Reichwein, J. Geis, K. Rudolph und E. Kirchner, „Design guidelines for the separation of components to combine the potentials of additive and conventional manufacturing processes“, *Procedia CIRP*, Vol. 109, Nr. 1, S. 592–597, 2022, doi: 10.1016/j.procir.2022.05.319.
- [111] E. Malekipour, A. Tovar und H. El-Mounayri, „Heat Conduction and Geometry Topology Optimization of Support Structure in Laser-Based Additive Manufacturing“, in *Mechanics of Additive and Advanced Manufacturing Vol. 9*, J. Wang *et al.*, Hg., Cham: Springer International Publishing, 2018, doi: 10.1007/978-3-319-62834-9_4.
- [112] J. Montero *et al.*, „Geometrical Benchmarking of Laser Powder Bed Fusion Systems based on Designer Needs“, *Proceedings of the Design Society*, Vol. 1, Nr. 1, S. 1657–1666, 2021, doi: 10.1017/pds.2021.427.
- [113] J. I. Arrizubieta, O. Ukar, M. Ostolaza und A. Mugica, „Study of the Environmental Implications of Using Metal Powder in Additive Manufacturing and Its Handling“, *Metals*, Vol. 10, Nr. 2, S. 261, 2020, doi: 10.3390/met10020261.
- [114] J. Kranz, D. Herzog und C. Emmelmann, „Design guidelines for laser additive manufacturing of lightweight structures in TiAl6V4“, *Journal of Laser Applications*, Vol. 27, Nr. 1, S. 1–17, 2015, doi: 10.2351/1.4885235.
- [115] T. Kolb, A. Mahr, F. Huber, J. Tremel und M. Schmidt, „Qualification of channels produced by laser powder bed fusion: Analysis of cleaning methods, flow rate and melt pool monitoring data“, *Additive Manufacturing*, Vol. 25, Nr. 1, S. 430–436, 2019, doi: 10.1016/j.addma.2018.11.026.
- [116] L. Yang *et al.*, *Additive Manufacturing of Metals: The Technology, Materials, Design and Production*, 1. Aufl. Cham: Springer International Publishing, 2017.
- [117] D. Khrapov *et al.*, „Trapped powder removal from sheet-based porous structures based on triply periodic minimal surfaces fabricated by electron beam powder bed fusion“, *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 862, Nr. 1, S. 1–12, 2023, doi: 10.1016/j.msea.2022.144479.
- [118] I. Echeta, X. Feng, B. Dutton, R. Leach und S. Piano, „Review of defects in lattice structures manufactured by powder bed fusion“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 106, Nr. 1, S. 2649–2668, 2020, doi: 10.1007/s00170-019-04753-4.
- [119] S. Brenner und V. Nedeljkovic-Groha, „Distortion Compensation of Thin-Walled Parts by Pre-Deformation in Powder Bed Fusion with Laser Beam“, in *Lecture Notes on Advanced Structured Materials 2*, H. Altenbach, L. Hitzler, M. Johlitz, M. Merkel und A. Öchsner, Hg., Cham: Springer International Publishing, 2024, doi: 10.1007/978-3-031-49043-9_12.
- [120] Y. Hagedorn und F. Pastors, „Process Monitoring of Laser Beam Melting“, *Laser Technik Journal*, Vol. 15, Nr. 2, S. 54–57, 2018, doi: 10.1002/latj.201800009.

- [121] M. Grasso und B. M. Colosimo, „Process defects and in situ monitoring methods in metal powder bed fusion: a review“, *Measurement Science and Technology*, Vol. 28, Nr. 1, S. 1–26, 2017, doi: 10.1088/1361-6501/aa5c4f.
- [122] M. Baier, M. Sinico, A. Witvrouw, W. Dewulf und S. Carmignato, „A novel tomographic characterisation approach for sag and dross defects in metal additively manufactured channels“, *Additive Manufacturing*, Vol. 39, Nr. 1, S. 1–12, 2021, doi: 10.1016/j.addma.2021.101892.
- [123] G. Hagen, „Computed Tomography: Fundamentals, System Technology, Image Quality, Applications“, *Acta Radiologica*, Vol. 53, Nr. 8, S. 951, 2012, doi: 10.1258/ar.2012.12a010.
- [124] *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*, DIN EN ISO 6892-1:2020-06.
- [125] M. Moser, S. Brenner, L. Strauß, G. Löwisch und V. Nedeljkovic-Groha, „Effect of a process interruption on the mechanical properties of AlSi10Mg components produced by laser powder bed fusion (PBF-LB/M)“, *Progress in Additive Manufacturing*, Vol. 9, Nr. 1, S. 1393–1406, 2024, doi: 10.1007/s40964-024-00641-w.
- [126] L. Strauß, L. Duarte, J. Kruse, M. Madia und G. Löwisch, „An equivalent stress approach for predicting fatigue behavior of additively manufactured AlSi10Mg“, *Progress in Additive Manufacturing*, Vol. 10, Nr. 1, S. 3071–3086, 2025, doi: 10.1007/s40964-025-00974-0.
- [127] J.-Y. Lee, A. P. Nagalingam und S. H. Yeo, „A review on the state-of-the-art of surface finishing processes and related ISO/ASTM standards for metal additive manufactured components“, *Virtual and Physical Prototyping*, Vol. 16, Nr. 1, S. 68–96, 2021, doi: 10.1080/17452759.2020.1830346.
- [128] Kluge et al., „Additive Manufacturing Surface Finishing Study: Benchmark of Surface Finishing Processes for Metal AM Components“, *Fraunhofer IAPT: Additive Studies*, Vol. 1, Nr. 1, 2021.
- [129] E. Maleki, S. Bagherifard, O. Unal, F. Sabouri, M. Bandini und M. Guagliano, „Effects of different mechanical and chemical surface post-treatments on mechanical and surface properties of as-built laser powder bed fusion AlSi10Mg“, *Surface and Coatings Technology*, Vol. 439, Nr. 1, S. 1–13, 2022, doi: 10.1016/j.surfcoat.2022.128391.
- [130] H. Fayazfar, J. Sharifi, M. K. Keshavarz und M. Ansari, „An overview of surface roughness enhancement of additively manufactured metal parts: a path towards removing the post-print bottleneck for complex geometries“, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 125, Nr. 1, S. 1061–1113, 2023, doi: 10.1007/s00170-023-10814-6.
- [131] L. Strauß, G. A. Pang und G. Löwisch, „Fatigue life prediction of additively manufactured AlSi10Mg based on surface roughness and residual stress“, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 47, Nr. 12, S. 4465–4477, 2024, doi: 10.1111/ffe.14441.
- [132] P. Beutler, J. Ferchow, M. Schlüssel und M. Meboldt, „Semi-Automated Design Workflow for Bolt Clamping Interfaces to Post-Process Additive Manufactured Parts“, *Procedia CIRP*, Vol. 119, Nr. 1, S. 596–601, 2023, doi: 10.1016/j.procir.2023.01.013.
- [133] L. Strauß und G. Löwisch, „Effect of Residual Stress, Surface Roughness, and Porosity on Fatigue Life of PBF-LB AlSi10Mg“, in *Lecture Notes on Advanced Structured Materials 2*, H. Altenbach, L. Hitzler, M. Johlitz, M. Merkel und A. Öchsner, Hg., Cham: Springer International Publishing, 2024, doi: 10.1007/978-3-031-49043-9_16.
- [134] M. Schuch, T. Hahn und M. Bleckmann, „The mechanical behavior and microstructure of additively manufactured AlSi10Mg for different material states and loading conditions“, *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 813, Nr. 1, S. 1–13, 2021, doi: 10.1016/j.msea.2021.141134.
- [135] L. Strauß et al., „Effect of Heat Treatment on the Hardness of Unconventional Geometrical Features for Laser Powder Bed Fused AlSi10Mg“, *Proceedings of the Design Society*, Vol. 2, S. 603–612, 2022, doi: 10.1017/pds.2022.62.

- [136] M. Ascher, G. A. Pang und R. Späth, „Method for the design of additively manufactured inner channels intended for adhesive application“, *Procedia CIRP*, Vol. 119, Nr. 1, S. 752–757, 2023, doi: 10.1016/j.procir.2023.02.164.
- [137] M. Cloete, „Modelling of non-Newtonian fluid flow through and over porous media with the inclusion of boundary effects“, Dissertation, Stellenbosch University, Stellenbosch, 2013.
- [138] J. F. E. Harrell, *Regression Modeling Strategies: With Applications to Linear Models, Logistic and Ordinal Regression, and Survival Analysis*, 2. Aufl. Cham: Springer, 2015.
- [139] *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen*, DIN EN 573-3:2024-03.
- [140] *Klebstoffe – Bestimmung der Viskosität*, DIN EN 12092:2002-02.
- [141] *Rheologie – Teil 2: Allgemeine Grundlagen der Rotations- und Oszillationsrheometrie*, DIN EN ISO 3219-2:2021-08.
- [142] C. Hirt und B. Nichols, „Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries“, *Journal of Computational Physics*, Vol. 39, Nr. 1, S. 201–225, 1981, doi: 10.1016/0021-9991(81)90145-5.
- [143] J. H. Ferziger, M. Perić und R. L. Street, *Computational Methods for Fluid Dynamics*, 4. Aufl. Cham: Springer International Publishing, 2020.
- [144] M. Ascher, S. Brenner, G. A. Pang und R. Späth, „Joining Technology of Additively Manufactured Components: Effects on the Bonding Strength for the Adhesive Application through Inner Channels“, *Progress in Additive Manufacturing*, Vol. 8, Nr. 1, S. 711–718, 2023, doi: 10.1007/s40964-023-00430-x.
- [145] M. Ascher und R. Späth, „Topology Optimization of Additively Manufactured Adherends for Increased Adhesive Bond Strength“, *Materials*, Vol. 18, Nr. 10, S. 1–16, 2025, doi: 10.3390/ma18102170.
- [146] *Kunststoffe – Normalklimate für Konditionierung und Prüfung*, DIN EN ISO 291:2008-08.
- [147] *Klebstoffe – Bezeichnung der wichtigsten Bruchbilder*, DIN EN ISO 10365:2022-05.
- [148] M. D. Banea und L. F. M. Da Silva, „Adhesively bonded joints in composite materials: An overview“, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, Vol. 223, Nr. 1, S. 1–18, 2009, doi: 10.1243/14644207JMDA219.
- [149] 3M Deutschland. „Materialdatenblatt 3M Scotch-Weld DP490.“ Zugriff am: 10. September 2025. https://multimedia.3m.com/mws/media/826512O/datasheets-klebstoffe-2k-epx.pdf?&fn=DP490_R2.pdf
- [150] *Kunststoffe – Bestimmung der Zugeigenschaften – Teil 2: Prüfbedingungen für Form- und Extrusionsmassen*, DIN EN ISO 527-2:2012-06.
- [151] M. Ascher, R. Späth und M. Johlitz, „Elastoplastic Characterization of a Two-Component Epoxy-Based Structural Adhesive“, in *Lecture Notes on Advanced Structured Materials 2*, H. Altenbach, L. Hitzler, M. Johlitz, M. Merkel und A. Öchsner, Hg., Cham: Springer International Publishing, 2024, doi: 10.1007/978-3-031-49043-9_17.
- [152] M. Holst, „Reaktionsschwindung von Epoxidharz-Systemen“, Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, 2001.
- [153] B. Bender und D. Göhlich, Hg. *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau*, 26. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2020.
- [154] *Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben*, DIN 50125:2022-08.
- [155] H. Altenbach, *Kontinuumsmechanik: Einführung in die materialunabhängigen und materialabhängigen Gleichungen*, 2. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2012.

- [156] *Fluidtechnik – O-Ringe – Teil 2: Einbauräume für allgemeine Anwendungen*, DIN ISO 3601-2:2010-08, Aug. 2010.
- [157] *Fluidtechnik – O-Ringe – Teil 1: Innendurchmesser, Schnurstärken, Toleranzen und Bezeichnung*, DIN ISO 3601-1:2013-11.
- [158] T. F. R. Ribeiro, R. D. S. G. Campilho, R. F. R. Pinto und R. J. B. Rocha, „Scarf Adhesive Bonding of 3D-Printed Polymer Structures“, *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, Vol. 9, Nr. 4, S. 115, 2025, doi: 10.3390/jmmp9040115.
- [159] D. K. K. Cavalcanti, M. D. Banea und H. F. M. de Queiroz, „Mechanical Characterization of Bonded Joints Made of Additive Manufactured Adherends“, *Annals of Dunarea de Jos University of Galati. Fascicle XII, Welding Equipment and Technology*, Vol. 30, Nr. 1, S. 27–33, 2019, doi: 10.35219/awet.2019.04.

Anhang

A Rheologische Charakterisierung der Klebstoffviskosität

Abbildung A-1 stellt die Datenpunkte der Schubspannung τ als Funktion der Scherrate $\dot{\gamma}$ dar, die durch die rheologische Vermessung der pastösen Einzelkomponenten (modifiziertes Epoxidharz und Polyamin) eines 2K-Epoxidharzklebstoffs (Scotch-Weld DP490, 3M Deutschland, Neuss, Deutschland) im unreaktierten Zustand durch Rotationsviskosimetrie ermittelt wurden (Kapitel 3.2). Die Datenpunkte der Einzelkomponenten wurden gemäß dem Mischungsverhältnis von 2:1 nach Gleichung (3-8) gewichtet (2K-Epoxidharzklebstoff) und mittels nichtlinearer Regression zur Parametrisierung der Klebstoffkonsistenz k und des Fließindex i nach Gleichung (3-1) herangezogen (Regressionskurve).

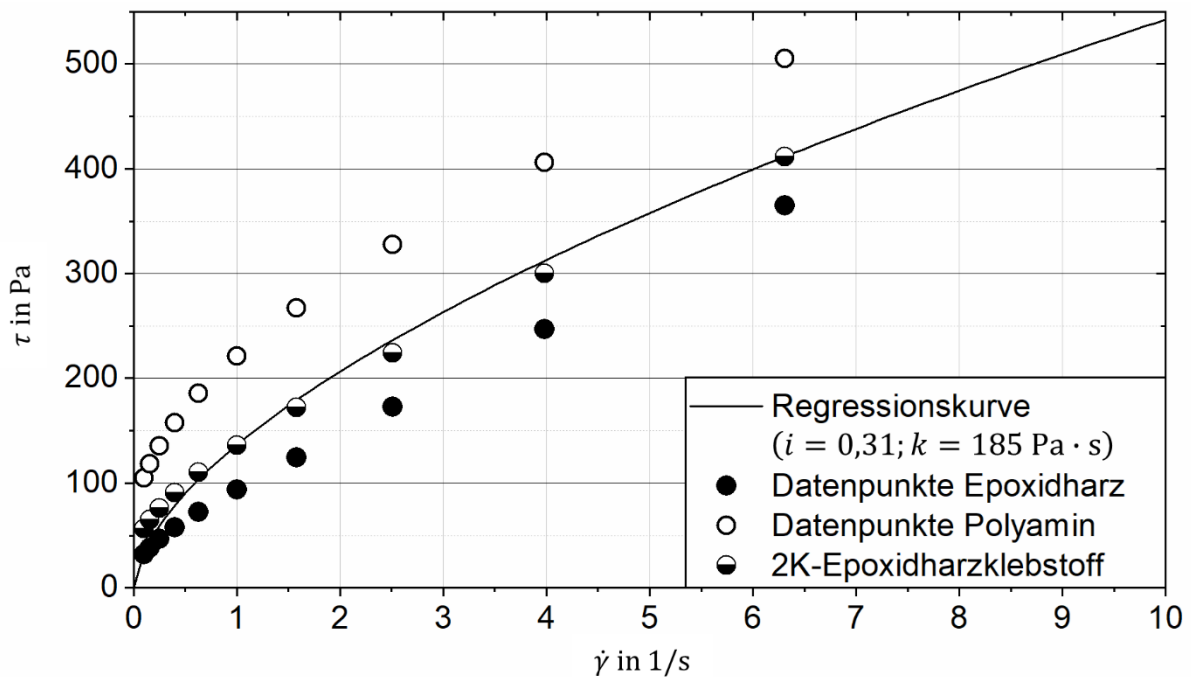
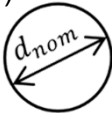

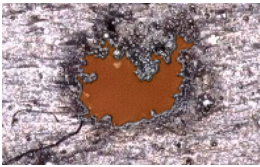
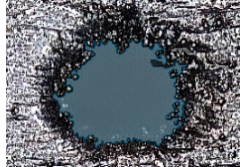
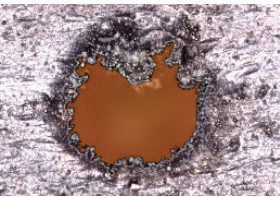
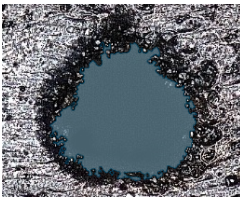
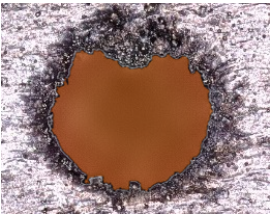
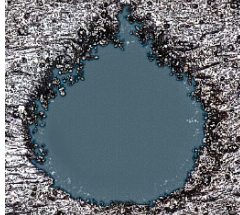
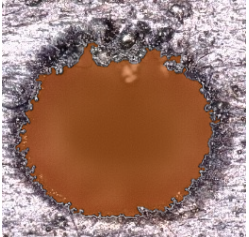
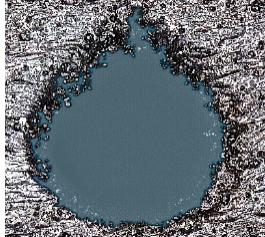


Abbildung A-1 Datenpunkte der Schubspannung τ als Funktion der Scherrate $\dot{\gamma}$ ermittelt durch Rotationsviskosimetrie der Einzelkomponenten eines 2K-Epoxidharzklebstoffs sowie nichtlineare Regression der Fließkurve auf Basis der gewichteten Mittelwerte

B Optische Vermessung von PBF-LB/AlSi10Mg-Kanälen

Tabelle B-1 stellt die Ergebnisse der optischen Vermessung von horizontal verlaufenden PBF-LB/AlSi10Mg-Kanälen mit unterschiedlichen nominalen Querschnittsformen (Kreis/45°-Tropfen) und Innendurchmessern $d_{nom} \in [1,0 \text{ mm}; 0,5 \text{ mm}; 2,5 \text{ mm}]$ entsprechend der Beschreibung in Kapitel 3.2 dar. Die Symmetrieachsen der 45°-tropfenförmigen Querschnittsflächen wurden vertikal orientiert, sodass die Tropfenspitzen die höchsten Punkte der Kavitäten bilden. Die Prozessparameter können **Tabelle 3-1** (SLM125) entnommen werden.

Tabelle B-1 Verhältnis des gemessenen Strömungsquerschnitts A_{Mess} unterschiedlicher PBF-LB/AlSi10Mg-Kanäle zur theoretischen Kreisfläche A_{Theo} mit identischem Nominaldurchmesser d_{nom}

Nominaler Kanaldurchmesser d_{nom} Theoretische Kreisfläche $A_{Theo} = d_{nom}^2 \pi / 4$	Schliffbilder kreisförmiger PBF-LB/AlSi10Mg-Kanäle zur Ermittlung des Strömungsquerschnitts A_{Mess} (Maßstab 18:1) 	Schliffbilder 45°-tropfenförmiger PBF-LB/AlSi10Mg-Kanäle zur Ermittlung des Strömungsquerschnitts A_{Mess} (Maßstab 18:1) 
$d_{nom} = 1,0 \text{ mm}$ $A_{Theo} = 0,79 \text{ mm}^2$	$A_{Mess}/A_{Theo} = 0,62 (< 1)$ 	$A_{Mess}/A_{Theo} = 0,78 (< 1)$ 
$d_{nom} = 1,5 \text{ mm}$ $A_{Theo} = 1,77 \text{ mm}^2$	$A_{Mess}/A_{Theo} = 0,71 (< 1)$ 	$A_{Mess}/A_{Theo} = 0,84 (< 1)$ 
$d_{nom} = 2,0 \text{ mm}$ $A_{Theo} = 3,14 \text{ mm}^2$	$A_{Mess}/A_{Theo} = 0,75 (< 1)$ 	$A_{Mess}/A_{Theo} = 1,00 (\geq 1)$ 
$d_{nom} = 2,5 \text{ mm}$ $A_{Theo} = 4,91 \text{ mm}^2$	$A_{Mess}/A_{Theo} = 0,81 (< 1)$ 	$A_{Mess}/A_{Theo} = 1,05 (\geq 1)$ 

C Quantifizierung der Restpulverentfernung mittels Wägung

Abbildung C-1 veranschaulicht die Effektivität verschiedener Maßnahmen der Entpulverung von Injektionskanälen zur Klebstoffverteilung entsprechend der Ausführungen in Kapitel 3.3.1. Diese wurden wiederholt auf insgesamt vier PBF-LB/AlSi10Mg-Muffen angewendet, die auf einer äußerlich entpulverten gemeinsamen Bauplatte befestigt sind. Vor und nach jeder Anwendung wurde die Gesamtmasse von Bauplatte und Muffen mit einer elektronischen Feinwaage bestimmt.

- **Maßnahme 1**
Absaugen des trockenen Muffenhohlraums unter Verwendung eines Nassabscheiders.
- **Maßnahme 2**
Indirekte Anregung der Muffen über die Bauplatte durch ein wassergefülltes Ultraschallbad (nur Bauplatte getränkt) über fünf Minuten; gleichzeitiges Absaugen des trockenen Muffenhohlraums mittels Nassabscheider.
- **Maßnahme 3**
Anregung von Bauplatte und Muffen in einem wassergefülltem Ultraschallbad über fünf Minuten; anschließende Beaufschlagung des Klebstoffeinlasses mit ölfreier Druckluft (6 bar).

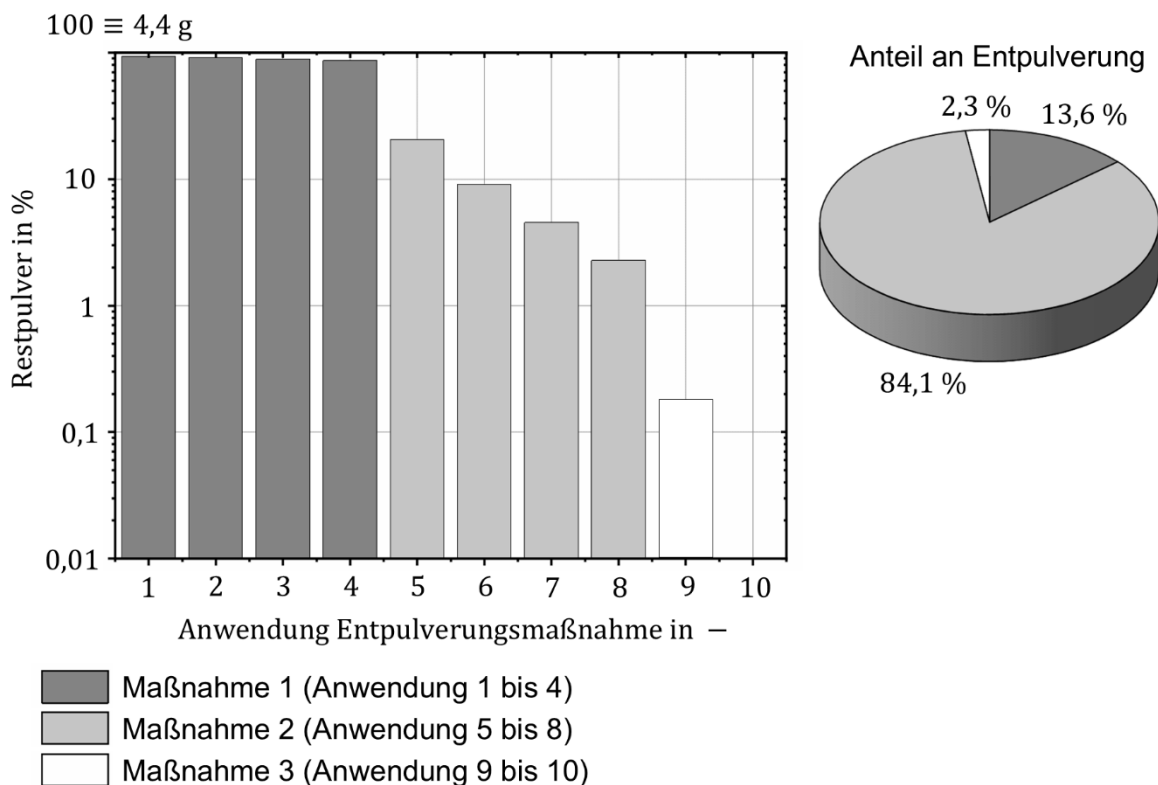









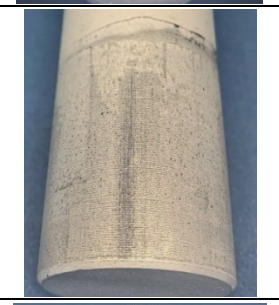










Abbildung C-1 Anteil der Restpulverentfernung verschiedener Entpulverungsmaßnahmen, ermittelt aus der Gewichts Differenz vor und nach den Anwendungen

D Bruchbilder aus Zugscherversuchen an Muffenklebungen

Abbildung D-1 zeigt exemplarische Bruchbilder unterschiedlicher Fügeiteilkombinationen aus Zugscherversuchen an Muffenklebungen. Die Diskussion erfolgt in Kapitel 3.3.2 und 4.4.2.1.

Konfiguration	Fügeteile	Bruchfläche A 0° – 120°	Bruchfläche B 120° – 240°	Bruchfläche C 240° – 360°
Aluminium-Rundprofil SLM125 IAF	PBF-LB/ AlSi10Mg- Muffe			
	Aluminium- Rundprofil			
Aluminium- Rundprofil LT30 IAF	PBF-LB/ AlSi10Mg- Muffe			
	Aluminium- Rundprofil			
Aluminium- Rundprofil SLM125 ISF	PBF-LB/ AlSi10Mg- Muffe			
	Aluminium- Rundprofil			

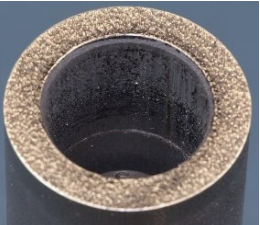

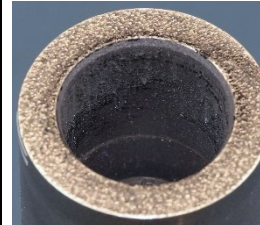




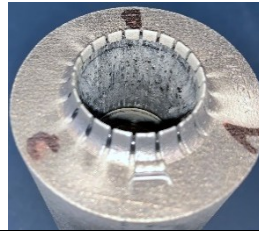










Aluminium- Rundprofil SLM125 VA	PBF-LB/ AlSi10Mg- Muffe			
	Aluminium- Rundprofil			
CFK-Rohr LT30 IAF	PBF-LB/ AlSi10Mg- Muffe			
	CFK-Rohr			
CFK-Rohr LT30 ISF	PBF-LB/ AlSi10Mg- Muffe			
	CFK-Rohr			

Abbildung D-1 Bruchbilder unterschiedlicher Muffenklebungen, vollumfänglich dargestellt anhand von drei um jeweils 120° zueinander rotierten Fotografien der Bruchflächen

E FE-Untersuchung der Aushärtungseigenstressungen

Abbildung E-1 zeigt die Auswertung der Aushärtungseigenstressungen innerhalb eines mittigen Klebstoffelements als Ergebnis der FE-Analyse des Klebstoffaushärtungsprozesses unter Verwendung unterschiedlicher Konzepte zur Einstellung der nominalen Klebfugenhöhe. Die Diskussion der Ergebnisse erfolgt in Kapitel 4.1.1.2.

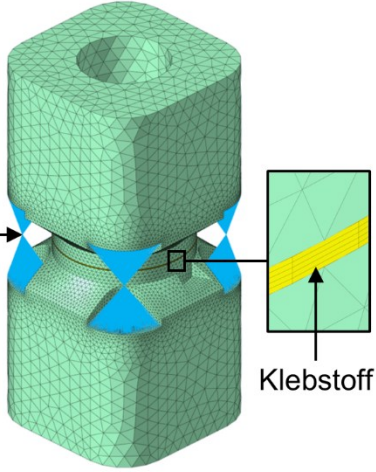
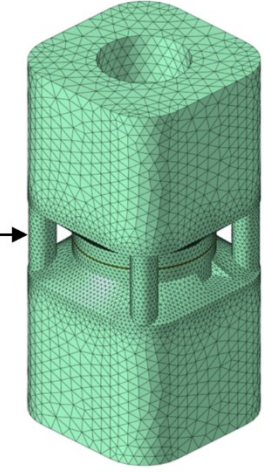
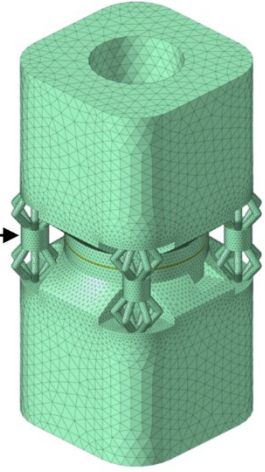
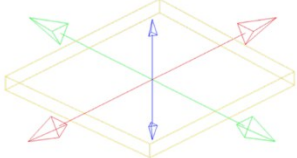
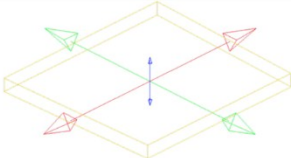
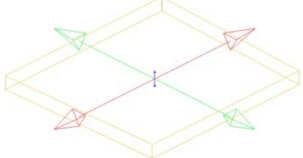
Konzept zur Einstellung der nominalen Klebfugenhöhe während der Aushärtung	Externe Fügevorrichtung 	Integrierte Abstandshalter A 	Integrierte Abstandshalter B 
Eigenstressungen Klebstoffelement	 $\sigma_1 = 44,6 \text{ MPa} \approx \sigma_2$ $\sigma_3 = 17,6 \text{ MPa}$	 $\sigma_1 = 38,5 \text{ MPa} \approx \sigma_2$ $\sigma_3 = 7,2 \text{ MPa}$	 $\sigma_1 = 35,6 \text{ MPa} \approx \sigma_2$ $\sigma_3 = 2,4 \text{ MPa}$

Abbildung E-1 Spannungstensor eines repräsentativen Klebstoffelements für lineare FEA eines chemisch bedingten Volumenschumpfs der gesamten Klebstoffkomponente um 5 %

F FE-Modellvalidierung

Abbildung F-1 zeigt den Verlauf der Nennschubspannung τ_{Nenn} als Funktion der Z-Dehnung ε_Z in zugbelasteten Muffenklebungen. Die Z-Dehnung wurde sowohl experimentell im Rahmen statischer Zugversuche entsprechend den Ausführungen in Kapitel 4.4 sowie mittels nichtlinearer FE-Analyse entsprechend Kapitel 4.2 und 4.3 ermittelt.

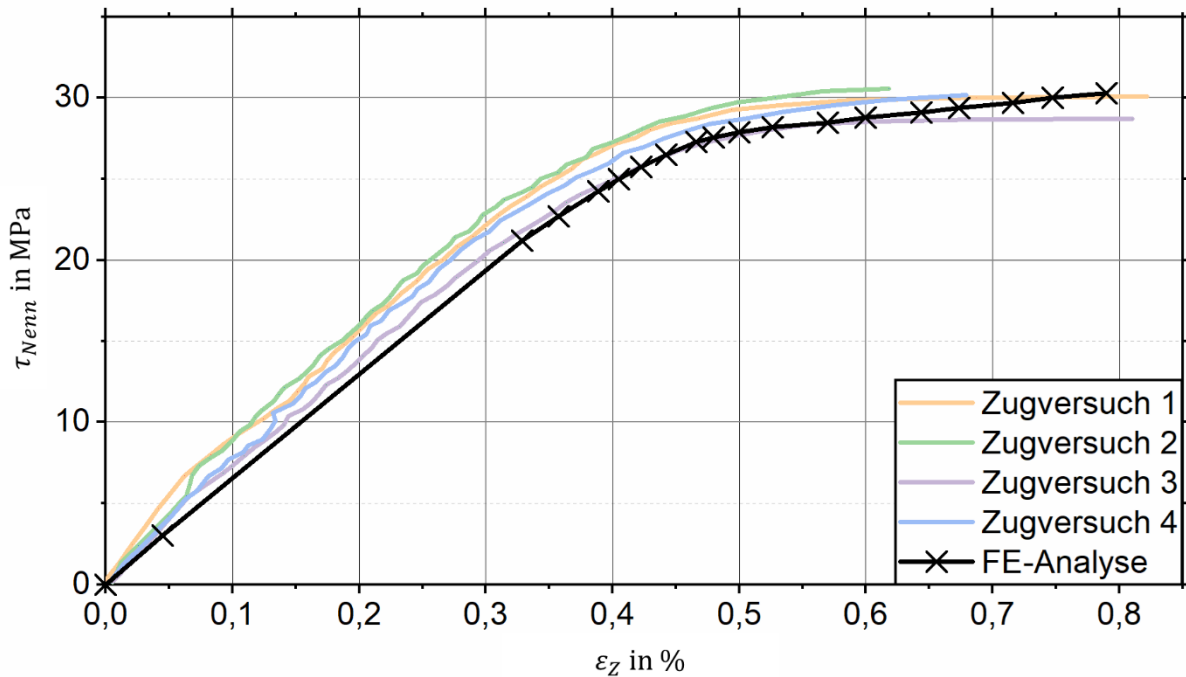


Abbildung F-1 Verlauf der Nennschubspannung τ_{Nenn} als Funktion der Z-Dehnung ε_Z für nichtlineare FE-Analyse und analoge Zugversuche an Muffenklebungen (Überlappungslänge 30 mm) zwischen zylindrischen Referenzmuffen (Außendurchmesser 50 mm) und Aluminium-Rundprofil (Außendurchmesser 30 mm)